

THÈSE

présentée devant

L'ÉCOLE CENTRALE DE LYON

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Préparée au sein de

**L'ÉCOLE DOCTORALE
ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE
DE LYON**

Par

Alain XÉMARD

Modélisation électromagnétique des effets de la foudre sur les réseaux d'énergie électrique

Soutenue le 15 Mai 2008 devant la commission d'examen :

J U R Y

Jean-Paul HAUTIER	Professeur – ENSAM - Paris	<i>Président</i>
Françoise PALADIAN	Professeur - LASMEA, Université de Clermont-Ferrand II	<i>Examineur</i>
Quoc Tuan TRAN	HDR, Ingénieur de recherche, GIE-IDEA//G2Elab/, INPGrenoble	<i>Rapporteur</i>
Ahmed ZEDDAM	Dr d'Etat, Responsable de l'Unité de R&D "CEM", France Télécom, Orange Labs, Lannion	<i>Rapporteur</i>
Philippe AURIOL	Professeur - AMPERE - Ecole Centrale de Lyon	<i>Directeur de Thèse</i>

Résumé

Ce mémoire de thèse traite de l'étude de l'effet de la foudre sur les réseaux de distribution et de transport d'électricité. Il a été motivé par le souci de disposer de méthodes d'études permettant d'éviter les effets néfastes des surtensions dues à la foudre qui sont susceptibles de se propager sur les réseaux électriques (destruction de matériels, courts circuits conduisant à des creux de tension, etc). Plusieurs points scientifiques spécifiques sont abordés. On s'intéresse tout d'abord aux différentes données expérimentales concernant le courant de foudre disponibles aujourd'hui pour identifier celles qui sont les plus appropriées pour réaliser ce type d'étude.

Nous abordons ensuite la question des surtensions induites (ce sont les surtensions dues aux coups de foudre tombant à proximité des réseaux électriques). Nous présentons un modèle de couplage permettant de représenter le couplage entre le champ électromagnétique dû à un coup de foudre et une ligne multifilaire dont les paramètres varient en fonction de la fréquence. Ce modèle est employé pour déterminer le risque de défaillance dû à la foudre d'équipements d'un client domestique à basse tension. On s'appuie pour cela sur une méthode probabiliste de type quasi-Monte-Carlo.

La dernière partie de la thèse est consacrée à l'étude du taux d'amorçage dû à la foudre des lignes de transport d'électricité. Il s'agit du nombre moyen d'amorçage des chaînes d'isolateurs par an et pour 100 km de ligne. Ce taux permet de quantifier le comportement à la foudre des ouvrages de transport. Nous présentons une méthode numérique permettant de le calculer automatiquement en s'appuyant sur le logiciel de calcul de transitoires électromagnétiques EMTP-RV.

Nous appliquons ensuite cette méthode pour étudier différentes solutions permettant de réduire ce taux d'amorçage. Nous nous intéressons plus spécialement à l'emploi des parafoudres en ligne. Les parafoudres en ligne sont des parasurtenseurs installés en parallèle avec les chaînes d'isolateurs permettant d'éviter que les surtensions aux bornes des chaînes d'isolateurs ne soient supérieures à leur tension de tenue. Il s'agit là d'une solution relativement nouvelle qui nécessite des nombreux calculs d'optimisation afin d'installer les parafoudres d'une façon qui permette de concilier un coût raisonnable avec une bonne efficacité quant à la réduction du taux d'amorçage.

Summary

This P.H.D work is devoted to the study of some aspects of the effect of lightning on distribution and transmission electrical networks. It was motivated by the will to dispose of methods allowing to avoid some of the negative effects of lightning over-voltages which may propagate along electrical systems (destruction of apparatuses, short-circuits leading to voltage dips, e.t.c.). Different scientific issues are considered. At first we analyse the different experimental data regarding lightning current available today in order to determine which ones are the most appropriate to conduct this type of study.

Then we examine the issue of induced over-voltages (they are the over-voltages due to lightning strokes having a point of impact located in the vicinity of the electric network).

We present a coupling model allowing to representing the coupling between the electromagnetic field due to a lightning stroke and a multi-conductor line whose parameters are varying versus frequency. This model is used in order to determine the risk of failure due to lightning of the apparatuses of a domestic low-voltage client. One use for that a probabilistic method of type quasi-Monte-Carlo.

The last part of the thesis is devoted to the study of the flashover rate of transmission overhead lines. This rate corresponds to the average number of insulator string flashovers per year and for 100 km of line. It allows to estimate the lightning behaviour of transmission lines. We present a numerical method calculating this rate automatically which is based on the use of the electromagnetic transient calculation software EMTP-RV.

Then we apply this method to study several solutions allowing to reduce the flashover rate in several configurations. We focus more specifically on the use of line arresters. Line arresters are voltage limiters installed in parallel with insulator strings allowing to limit the overvoltage between the terminals of the insulator strings at a value lower than their withstand voltage. This solution is relatively new and required numerous optimisation in order to install line arresters in a way which conciliates a reasonable cost and a good efficiency regarding the reduction of the flashover rate.

Mots clés : Coordination des isolements, foudre, surtensions, simulation, transitoires électromagnétiques, transmission d'électricité, distribution d'électricité.

Table des Matières

Liste des personnes habilitées à Diriger des Recherches en poste à l'Ecole Centrale de Lyon

Remerciements

Introduction générale

Chapitre 1 – *Qu'est-ce que la foudre, quel est son effet sur les réseaux*

Chapitre 2 – *Etude de la foudre induite, la modélisation du couplage électromagnétique entre un arc en retour et une ligne électrique*

Chapitre 3 – *Etude de la foudre induite, les contraintes de foudre induite appliquées aux équipements électriques d'un client domestique*

Chapitre 4 – *Etude de la foudre directe, méthode de calcul du taux d'amorçage des lignes aériennes*

Chapitre 5 – *Etude de la foudre directe, application à l'étude de l'usage des parafoudres en ligne*

Conclusions générales et perspectives

Bibliographie



ECOLE CENTRALE DE LYON
DIRECTION DE LA RECHERCHE

Liste des personnes Habilitées à Diriger des Recherches en poste à l'Ecole Centrale de Lyon

Nom-Prénom	Corps grade	Laboratoire ou à défaut département ECL	Etablissement
AURIOL Philippe	professeur	AMPERE	ECL
BEROUAL Abderrahmane	professeur	AMPERE	ECL
BURET François	maître de conférences	AMPERE	ECL
JAFFREZIC-RENAULT Nicole	directeur de recherche	AMPERE	CNRS/ECL
KRÄHENBÜHL Laurent	directeur de recherche	AMPERE	CNRS/ECL
MARTELET Claude	professeur	AMPERE	ECL
NICOLAS Alain	professeur	AMPERE	ECL
NICOLAS Laurent	directeur de recherche	AMPERE	CNRS/ECL
SIMONET Pascal	chargé de recherche	AMPERE	CNRS/ECL
THOMAS Gérard	professeur	AMPERE	ECL
VOLLAIRE Christian	maître de conférences	AMPERE	ECL

Nbre Ampère 11

HELLOUIN Yves	maître de conférences	DER EEA	ECL
LE HELLEY Michel	professeur	DER EEA	ECL

Nbre DER EEA 2

GUIRALDENQ Pierre	professeur émérite	DER STMS	ECL
VINCENT Léo	professeur	DER STMS	ECL

Nbre DER STMS 2

LOHEAC Jean-Pierre	maître de conférences	ICJ	ECL
MAITRE Jean-François	professeur émérite	ICJ	ECL
MARION Martine	professeur	ICJ	ECL
MOUSSAOUI Mohand	professeur	ICJ	ECL
MUSY François	maître de conférences	ICJ	ECL
ROUY MIRONESCU Elisabeth	professeur	ICJ	ECL
ZINE Abdel-Malek	maître de conférences	ICJ	ECL

Nbre ICJ 7

DAVID Bertrand	professeur	ICTT	ECL
----------------	------------	------	-----

Nbre ICTT 1

CALLARD Anne-Ségolène	maître de conférences	INL	ECL
CLOAREC Jean-Pierre	maître de conférences	INL	ECL
GAFFIOT Frédéric	professeur	INL	ECL
GAGNAIRE Alain	maître de conférences	INL	ECL
GARRIGUES Michel	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
GENDRY Michel	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
GRENET Geneviève	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
HOLLINGER Guy	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
JOSEPH Jacques	professeur	INL	ECL
KRAWCZYK Stanislas	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
MARTIN Jean-René	professeur émérite	INL	ECL

O'CONNOR Ian	maître de conférences	INL	ECL
PHANER-GOUTORBE Magali	professeur	INL	ECL
ROBACH Yves	professeur	INL	ECL
SEASSAL Christian	chargé de recherche	INL	CNRS/ECL
SOUTEYRAND Eliane	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
TARDY Jacques	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL
VIKTOROVITCH Pierre	directeur de recherche	INL	CNRS/ECL

Nbre INL 18

CHEN Liming	professeur	LIRIS	ECL
-------------	------------	-------	-----

Nbre LIRIS 1

BAILLY Christophe	professeur	LMFA	ECL
BERTOGLIO Jean-Pierre	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
BLANC-BENON Philippe	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
BOGEY Christophe	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
CAMBON Claude	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
CARRIERE Philippe	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
CHAMPOUSSIN J-Claude	professeur émérite	LMFA	ECL
COMTE-BELLOT geneviève	professeur émérite	LMFA	ECL
FERRAND Pascal	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
GALLAND Marie-Annick	maître de conférences	LMFA	ECL
GODEFERD Fabien	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
HENRY Daniel	directeur de recherche	LMFA	CNRS/ECL
JEANDEL Denis	professeur	LMFA	ECL
JUVE Daniel	professeur	LMFA	ECL
LE RIBAUT Catherine	chargée de recherche	LMFA	CNRS/ECL
LEBOEUF Francis	professeur	LMFA	ECL
PERKINS Richard	professeur	LMFA	ECL
ROGER Michel	professeur	LMFA	ECL
SCOTT Julian	professeur	LMFA	ECL
SHAO Liang	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
SIMOENS Serge	chargé de recherche	LMFA	CNRS/ECL
TREBINJAC Isabelle	maître de conférences	LMFA	ECL

Nbre LMFA 22

BENAYOUN Stéphane	professeur	LTDS	ECL
CAMBOU Bernard	professeur	LTDS	ECL
COQUILLET Bernard	maître de conférences	LTDS	ECL
DANESCU Alexandre	maître de conférences	LTDS	ECL
FOUVRY Siegfried	chargé de recherche	LTDS	CNRS/ECL
GEORGES Jean-Marie	professeur émérite	LTDS	ECL
GUERRET Chrystelle	chargé de recherche	LTDS	CNRS/ECL
HERTZ Dominique	past	LTDS	ECL
ICHCHOU Mohamed	maître de conférences	LTDS	ECL
JEZEQUEL Louis	professeur	LTDS	ECL
JUVE Denyse	ingénieur de recherche	LTDS	ECL
KAPSA Philippe	directeur de recherche	LTDS	CNRS/ECL
LE BOT Alain	chargé de recherche	LTDS	CNRS/ECL
LOUBET Jean-Luc	directeur de recherche	LTDS	CNRS/ECL
MARTIN Jean-Michel	professeur	LTDS	ECL
MATHIA Thomas	directeur de recherche	LTDS	CNRS/ECL
MAZUYER Denis	professeur	LTDS	ECL
PERRET-LIAUDET Joël	maître de conférences	LTDS	ECL
SALVIA Michelle	maître de conférences	LTDS	ECL
SIDOROFF François	professeur	LTDS	ECL
SINOUE Jean-Jacques	maître de conférences	LTDS	ECL
STREMSDOERFER Guy	professeur	LTDS	ECL

<i>THOUVEREZ Fabrice</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>TREHEUX Daniel</i>	<i>professeur</i>	LTDS	ECL
<i>VANNES André-Bernard</i>	<i>professeur émérite</i>	LTDS	ECL

Nbre LTDS 25

<i>Total HdR ECL</i>	89
----------------------	----

Remerciements

Je voudrais exprimer toute ma gratitude au professeur Philippe Auriol pour avoir eu la gentillesse de superviser ce travail de thèse.

Je voudrais aussi remercier tous les collègues à EDF R&D, à France Télécom R&D et à l'IREQ qui m'ont aidé pour la réalisation des travaux présentés dans ce document de thèse.

Enfin, je voudrais remercier ma famille d'avoir accepté de bon cœur les week-ends et les soirées consacrés à préparer cette thèse.

Introduction générale

La foudre, en tombant sur les ouvrages électriques ou dans leur proximité, donne naissance à des surtensions importantes qui se propagent sur les réseaux et dont les effets sont susceptibles d'être très négatifs.

Ainsi, ces surtensions peuvent occasionner l'amorçage de certaines chaînes d'isolateurs des ouvrages aériens et créer des courts-circuits qui ne s'interrompent qu'à l'ouverture des disjoncteurs situés aux extrémités de l'ouvrage où ont eu lieu les courts-circuits. A titre d'illustration, on estime en moyenne à environ 10 000 le nombre annuel de court-circuits affectant le réseau de transport de RTE (entreprise ayant en charge le transport d'électricité en France), la plupart étant dus à la foudre.

Or, d'une façon générale, les court-circuits nuisent à la qualité de service car ils provoquent des creux de tension ou des coupures de fourniture aux points de livraison du réseau . Il convient donc de les éviter.

Par ailleurs, les surtensions de foudre sont à l'origine de contraintes diélectriques importantes sur les matériels installés sur les réseaux électriques tels que les transformateurs, les disjoncteurs, etc. Il est donc nécessaire de spécifier la tenue diélectrique des appareils installés sur le réseau et les caractéristiques des équipements employés dans le but de réduire les surtensions comme les parafoudres..

Le choix des dispositions constructives permettant d'éviter que la foudre ne détruise des équipements du réseau et ne soit à l'origine d'un nombre inacceptable de court-circuits nécessite des études qui sont de la responsabilité des gestionnaires de réseaux électriques et qui s'appuient, presque toujours, sur la simulation numérique. En effet, il n'est guère envisageable d'avoir une approche uniquement expérimentale dans ce domaine.

Le travail présenté dans ce rapport de thèse porte essentiellement sur la façon de mettre en œuvre ces études. Il comprend 2 volets. Le premier concerne la présentation de méthodes que nous avons conçues pour réaliser des études pratiques de foudre et qui ont été employées pour développer des logiciels informatiques. Le deuxième porte sur des études pratiques de foudre que nous avons réalisées en employant les méthodes que nous avons mises au point.

L'originalité de ce travail, par rapport aux études habituelles de spécification pour la protection des réseaux contre la foudre réside dans la proposition de méthodes mettant en œuvre l'ensemble des connaissances les mieux reçues aujourd'hui par la communauté scientifique internationale et s'appuyant sur des notions fiabilistes de risque. Cette approche doit permettre en particulier d'optimiser la coordination des isolements des réseaux en fournissant des comparaisons quantitatives entre différentes solutions techniques, qui s'appuient sur une notion de risque moyen de défaillance annuel. Elle doit également permettre d'intégrer l'ensemble des connaissances nécessaires à la réalisation des études de foudre dans des logiciels experts conduisant ainsi à une réduction du temps nécessaire à la réalisation des études ainsi qu'à une certaine normalisation des études (notion, importante aujourd'hui, d'assurance qualité des études de conception).

Examinons maintenant plus en détail le contenu de ce document. Après quelques rappels généraux sur les phénomènes orageux, nous nous intéressons aux données concernant les caractéristiques des coups de foudre. La foudre est un phénomène qui peut être analysé sous

un angle probabiliste. Pour un électrotechnicien, un coup de foudre peut être vu comme une source de courant émettant à son point d'attache une impulsion suivie ou non de plusieurs autres impulsions. Les paramètres qui la décrivent sont des variables aléatoires. Par ailleurs, les données qui font référence depuis quinze ans au niveau mondial pour réaliser les études permettant de spécifier, dans le domaine de la foudre, les réseaux de transport et de distribution électrique ont été publiées dans [28]. Elles s'appuient sur un nombre limité de mesures réalisées principalement dans les années 70. Au chapitre 1 de ce document nous confrontons les données concernant la foudre présentées dans [28] à des résultats de mesure plus récents, afin d'évaluer s'il ne serait pas judicieux, aujourd'hui, d'employer d'autres données pour réaliser les études de foudre. Cette tâche nous donne l'occasion de préciser les données concernant la foudre que nous allons employer dans la suite des travaux présentés dans ce rapport.

La suite de ce travail de thèse est consacrée à l'étude des surtensions induites sur les ouvrages électriques, par des coups de foudre tombant dans leur proximité : on parle là de foudre induite. On montre tout d'abord (chapitre 2) comment l'induction d'un coup de foudre sur une ligne peut être modélisée par deux sources de courant équivalentes, situées aux deux extrémités de la ligne, qui représentent son illumination par le champ électromagnétique généré par le coup de foudre. Cette modélisation permet de calculer les surtensions induites par un coup de foudre sur un réseau électrique complet, en employant un logiciel de type EMTP-RV [22]. Notre contribution a été d'établir ce modèle dans le cas d'une ligne à plusieurs conducteurs dont les paramètres varient en fonction de la fréquence.

On emploie ensuite ce modèle à l'étude du risque de défaillance à la foudre des équipements d'un client domestique du réseau basse tension de EDF. Le risque de défaillance d'un équipement a été exprimé classiquement par le nombre moyen annuel de surtensions pouvant occasionner sa défaillance. Son estimation nous a conduit à mettre au point une méthode probabiliste optimisée, de type Monte-Carlo, permettant d'éviter un temps de calcul rédhibitoire. Cette méthode est présentée au chapitre 3 avec un exemple d'application correspondant à une configuration réaliste.

Dans la dernière partie de ce mémoire de thèse, nous nous sommes intéressés à l'effet des coups de foudre frappant directement les lignes de transport électrique. Nous avons mis au point une méthode permettant le calcul automatique du taux d'amorçage à la foudre des lignes (nombre moyen d'amorçages des chaînes d'isolateurs d'une ligne / 100 km et par an). Cette méthode repose sur l'emploi du logiciel de simulation électrique EMTP-RV, pour évaluer les surtensions dues à un coup de foudre. Sa description est donnée au chapitre 4 ; elle est suivie par plusieurs comparaisons que nous avons effectuées entre les résultats de notre méthode de calcul et des mesures de taux d'amorçage issues de lignes réelles.

Cette méthode a été employée sur deux cas pratiques (chapitre 5) :

- Le premier concerne une ligne 90 kV munie d'un seul terna et d'un câble de garde (câble placé au-dessus des conducteurs de phase qui est relié directement aux pylônes et qui sert de paratonnerre) et dont on souhaite améliorer les performances à la foudre. Nous avons été conduits à analyser différentes solutions comme l'allongement des chaînes d'isolateurs ou la réduction de la résistance des prises de terre des pylônes.
- Le deuxième cas porte sur l'étude d'une ligne 400 kV munie de deux ternes et de deux câbles de garde. Il s'agit d'une ligne stratégique pour l'entreprise d'électricité qui souhaite que, quelques soient les circonstances, au moins un de ses circuits puisse

transmettre de l'énergie. Dans cette optique, il faut ici éviter que, quand un coup de foudre tombe sur la ligne, il y ait simultanément amorçage des chaînes d'isolateurs des deux circuits.

Nous nous intéressons plus spécialement à l'emploi des parafoudres en ligne pour réduire le taux d'amorçage. Les parafoudres en ligne sont des parasurtenseurs installés en parallèle des chaînes d'isolateurs, qui évitent que la surtension aux bornes des chaînes d'isolateurs soit suffisamment forte pour permettre l'amorçage de celles-ci. Il n'est guère possible d'installer des parafoudres en ligne sur toutes les phases et à tous les pylônes de la ligne pour des raisons de coût. Il faut donc les installer de façon à avoir, dans une enveloppe financière donnée, le meilleur bénéfice en terme de réduction du taux d'amorçage à la foudre de la ligne. La méthode de calcul du taux d'amorçage présentée ici fournit les informations nécessaire à cet objectif.

CHAPITRE 1

QU'EST-CE QUE LA FOUDRE, QUEL EST SON EFFET SUR LES RESEAUX ?

1	Introduction	8
2	Formation et électrisation des nuages d'orage [42][43].....	8
3	Phénoménologie des coups de foudre négatifs descendants et forme du courant de foudre 9	
4	Caractérisation de l'activité orageuse d'une région	10
5	Classification des coups de foudre, caractérisation du courant de foudre à la base du canal	11
	5.1 La classification des coups de foudre.....	11
	5.2 La mesure du courant à la base du canal de foudre	13
	5.3 Le courant à la base du canal des coups de foudre négatifs descendants	16
	5.3.1 Le courant du premier arc	17
	5.3.2 Le courant des arcs subséquents.....	19
	5.4 Le courant à la base du canal des coups de foudre négatifs ascendants	20
	5.5 Le courant à la base du canal des coups de foudre positifs	22
6	Conclusions	24

Annexe 1 : Etude de la probabilité d'avoir un courant de foudre dont la valeur crête dépasse 100 kA

1 Introduction

L'objet de ce paragraphe est double. Il présente tout d'abord les hypothèses que nous avons retenues dans ce travail de thèse pour caractériser la foudre. Ainsi, après quelques rappels élémentaires sur les nuages d'orage inspirés de [42] et [43], il explique comment on spécifie l'activité orageuse d'une région. Il expose ensuite les différents types de coups de foudre existant en décrivant les paramètres électriques de chacun d'eux.

Toutefois, ce paragraphe a aussi pour objet de faire le point sur les hypothèses concernant la foudre employées par les entreprises d'électricité pour l'étude de l'effet de la foudre sur les réseaux. En effet, celles-ci emploient, dans la grande majorité des cas, les données présentées dans [28]. Pourtant, ce document a été publié en 1991 et s'appuie, pour la caractérisation de la foudre, sur un nombre limité de mesures, réalisées principalement par Berger, seul ou en association avec d'autres chercheurs, sur une période allant des années 1950 aux années 1980 [40]. Ce chapitre nous a donné l'occasion d'examiner les résultats des différents travaux significatifs publiés ces dernières années dans le domaine de la caractérisation des coups de foudre, pour évaluer s'ils remettent en cause les données présentées dans [28] qui, comme on l'a dit, sont aujourd'hui communément employées pour réaliser les études de foudre.

2 Formation et électrisation des nuages d'orage [42][43]

Les nuages orageux sont d'énormes masses (de l'ordre de 10^5 tonnes d'eau), généralement du type cumulo-nimbus, occupant une surface de plusieurs dizaines de km^2 , ayant une épaisseur de plusieurs km, et dont le sommet atteint 15 km. Ils sont constitués de gouttes d'eau à leur partie inférieure et de particules de glace à leur partie supérieure.

Ils se forment sous l'effet de courants d'air chaud ascensionnels qui montent à des vitesses importantes, entraînant dans ces turbulences des centaines de milliers de tonnes d'eau. Le mouvement est si puissant que le sommet du nuage s'écrase contre une couche supérieure de l'atmosphère (la stratosphère) ce qui explique qu'ils ont très souvent une forme caractéristique dite, « en enclume ».

On distingue deux sortes d'orages :

- *les orages de chaleur* ont pour origine un effet de réchauffement des sols, associé à une forte humidité. Ce sont des orages locaux. Une bulle d'air chaud et humide s'élève et forme un nuage à des altitudes où peut s'initier la condensation de l'air. Un tel orage ne dure généralement qu'une ou deux heures.
- *les orages océaniques ou frontaux* se forment lors de la rencontre de masses d'air importantes, de température et d'humidité différentes. Cette rencontre produit des mouvements d'air ascendants, accompagnés de phénomènes de condensation. Ces orages peuvent présenter des fronts de centaines de kilomètres, persister plusieurs jours en se propageant sur des milliers de kilomètres.

Les nuages orageux sont donc caractérisés par la présence de masses d'eau considérables (vapeur, gouttes, cristaux de glace, grésil, grêlons) et de mouvements d'air puissants conduisant à des vents extrêmement violents pouvant dépasser la centaine de km/h.

L'électrisation, ou la séparation des charges électriques au sein de ces nuages, résulte d'un processus de formation météorologique complexe. Plusieurs théories ont été mises au point

pour décrire ce processus [90], mais aucune n'explique complètement les phénomènes liés à la foudre. On notera cependant un point fondamental reconnu par la communauté scientifique : une fois les charges séparées, la partie supérieure du nuage orageux, constituée de glace, est chargée positivement, tandis que la partie inférieure, constituée de gouttelettes d'eau, est chargée négativement. Souvent, un îlot de charges positives est enserré dans la masse négative. Schématiquement, une cellule orageuse peut être assimilée à un dipôle électrique géant disposé verticalement au-dessus du sol.

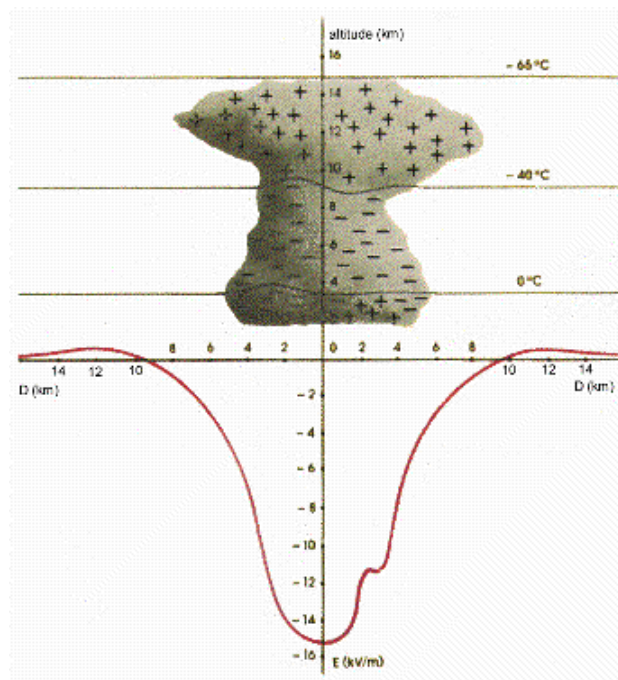


Figure 1 : La distribution des charges électriques dans la masse d'un nuage orageux et la répartition du champ électrique au sol, au moment où va éclater la foudre (extrait de [42]).

L'éclair est une décharge électrique permettant la recombinaison des charges électriques et négatives ainsi que le rééquilibrage des potentiels différents. L'éclair est un formidable court-circuit. Il se produit en mettant en jeu non seulement le nuage, mais aussi tous les éléments susceptibles d'attirer la foudre, par influence électrostatique. Il existe des éclairs intra-nuages, inter-nuages et nuage-sol.

3 Phénoménologie des coups de foudre négatifs descendants et forme du courant de foudre

Les coups de foudre négatifs descendants constituent la famille des coups de foudre les plus répandus parmi les coups de foudre nuage-sol. Une décharge préliminaire à l'intérieur du nuage est à l'origine de la séquence d'événements produisant un coup de foudre de ce type.

Un traceur par bonds (canal électrisé) se déplace du nuage vers le sol par bonds discrets. Quand son extrémité se rapproche du sol, le champ électrique, dans la proximité des aspérités du sol, devient supérieur au seuil de décharge de l'air, et une ou plusieurs décharges ascendantes sont créées à ces endroits. C'est le début du processus d'attachement.

Quand une de ces décharges ascendantes entre en contact avec le traceur par bonds à quelques dizaines de mètres au dessus du sol, l'extrémité du traceur est portée au potentiel du sol. Une onde de courant impulsionnelle issue du sol, l'arc en retour, se propage le long du canal ionisé du traceur par bond en le déchargeant. Le coup de foudre peut se terminer après cette impulsion de courant, mais si des charges supplémentaires sont disponibles en haut du canal,

un « dart leader » continu peut se propager, le long de celui-ci en créant un arc supplémentaire, appelé arc subséquent. Un coup de foudre peut avoir plusieurs arcs subséquents issus du phénomène décrit précédemment. Le courant au sol prend la forme d'une série d'impulsions séparées par un courant continu (voir Figure 2).

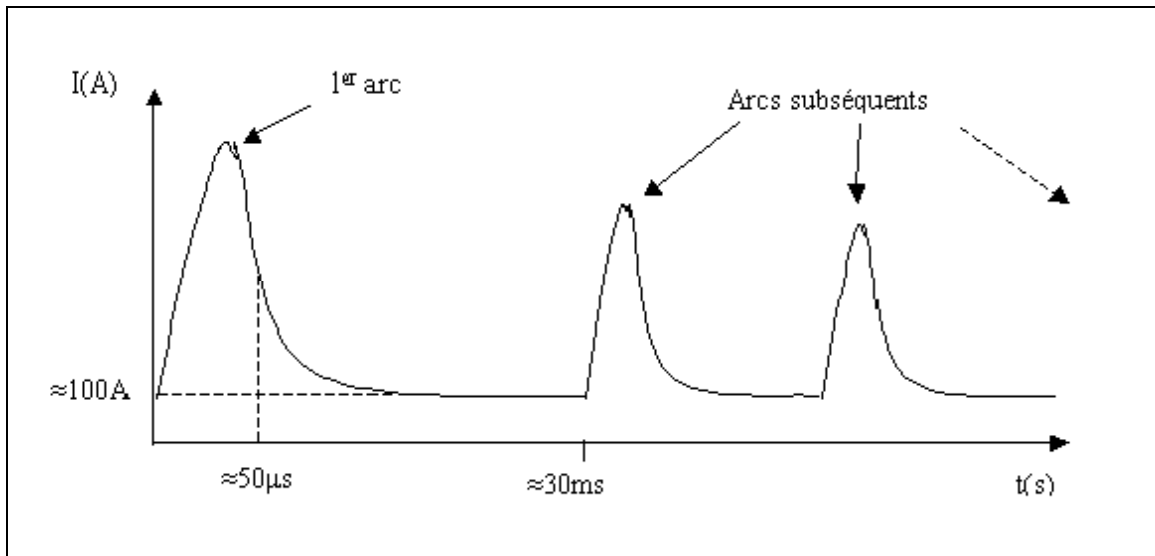


Figure 2 : Représentation du courant au sol correspondant à un coup de foudre négatif descendant

La Figure 3 présente un exemple de courant du premier arc d'un coup de foudre naturel [52].

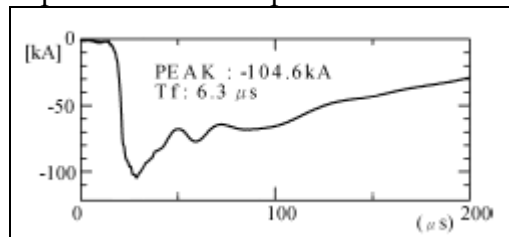


Figure 3 : Mesure du courant du premier arc d'un coup de foudre négatif descendant, extrait de [52]

4 Caractérisation de l'activité orageuse d'une région

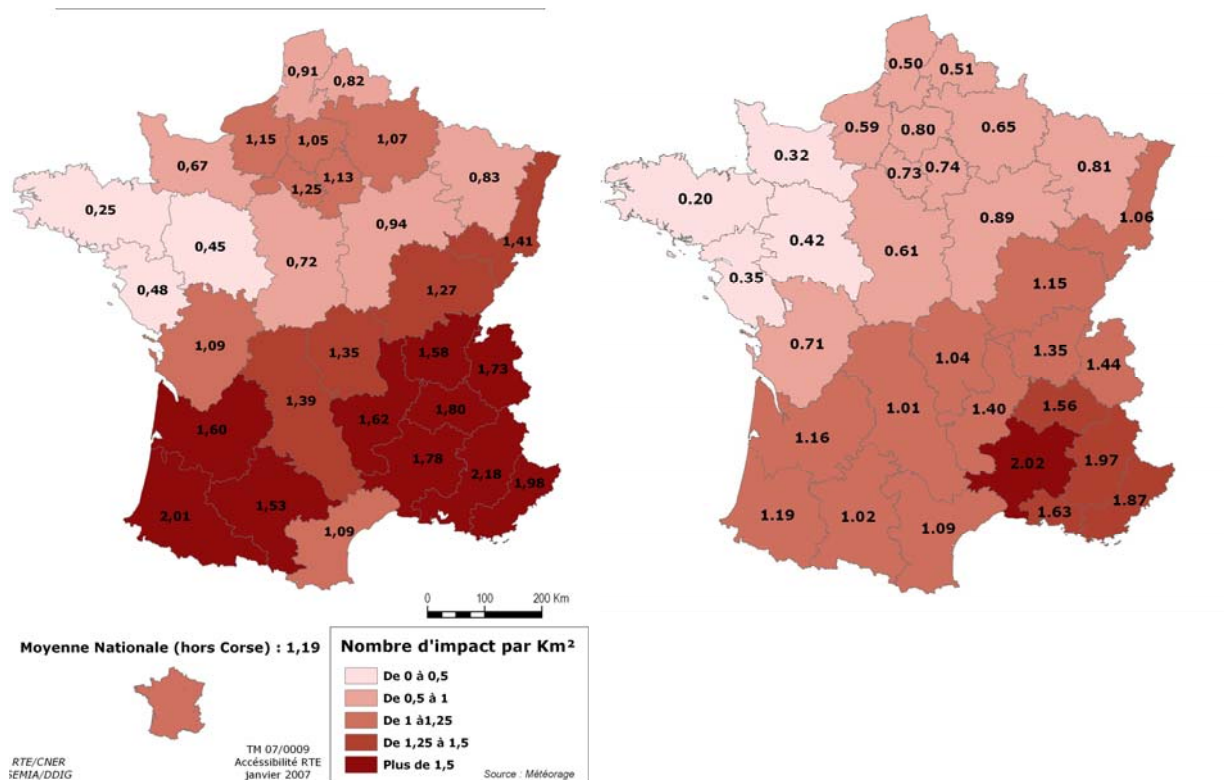
L'activité orageuse d'une région est usuellement caractérisée par le nombre moyen de coups de foudre par unité de surface (il s'agit de la densité de coups de foudre au sol, par an et par km^2 , N_g) ou par le nombre moyen de jours d'orage par an, appelé niveau kéraunique (T_d). Pour les études de foudre, les entreprises d'électricité emploient principalement la densité de coups de foudre au sol.

[28] a proposé la relation suivante entre N_g et T_d :

$$N_g = 0.04T_d^{1.25} \quad (\text{éq. 1})$$

Comme il a été dit précédemment, N_g est une valeur moyenne. La densité de coups de foudre au sol d'une année donnée peut avoir une valeur très différente de N_g . On la détermine généralement à l'aide d'un système de détection foudre. Il s'agit d'un système de mesure qui permet de déterminer la localisation du point d'impact des coups de foudre frappant le sol, à l'aide de plusieurs capteurs mesurant le champ électromagnétique répartis sur le territoire.

La figure suivante compare la densité de coups de foudre au sol en France en 2006, à sa valeur moyenne.



Densité moyenne de foudroiement 2006 : 1,19

Densité moyenne de foudroiement 1990-2002 : ~ 0,85

Figure 4 : Densité annuelle de foudroiement sur le territoire métropolitain français en 2006 (gauche) et en moyenne annuelle sur la période 1990-2002 (source Météorage).

On n'entrera pas ici dans les détails du fonctionnement des systèmes de détection foudre, on notera simplement qu'il est difficile aujourd'hui de savoir quelle précision on obtient en déterminant la densité de coups de foudre au sol à l'aide d'un tel système [41]. Différentes sources d'imprécisions ont été déterminées telles que la non détection de certains coups de foudre par manque de sensibilité des capteurs, la confusion entre les arcs subséquents d'un coup de foudre et des coups de foudre supplémentaires, les coups de foudre intra ou inter-nuages confondus avec des coups de foudre au sol et vice-versa, la mauvaise localisation de coups de foudre.

5 Classification des coups de foudre, caractérisation du courant de foudre à la base du canal

5.1 La classification des coups de foudre

On classe les coups de foudre en fonction de la polarité des charges à la base du nuage qui s'écoulent vers le sol lors du coup de foudre, et de la direction de propagation du traceur par bond [35]. On distingue ainsi (voir Figure 5):

- Les coups de foudre descendants négatifs (a);
- Les coups de foudre ascendants négatifs (b);
- Les coups de foudre descendants positifs (c);
- Les coups de foudre ascendants positifs (d).

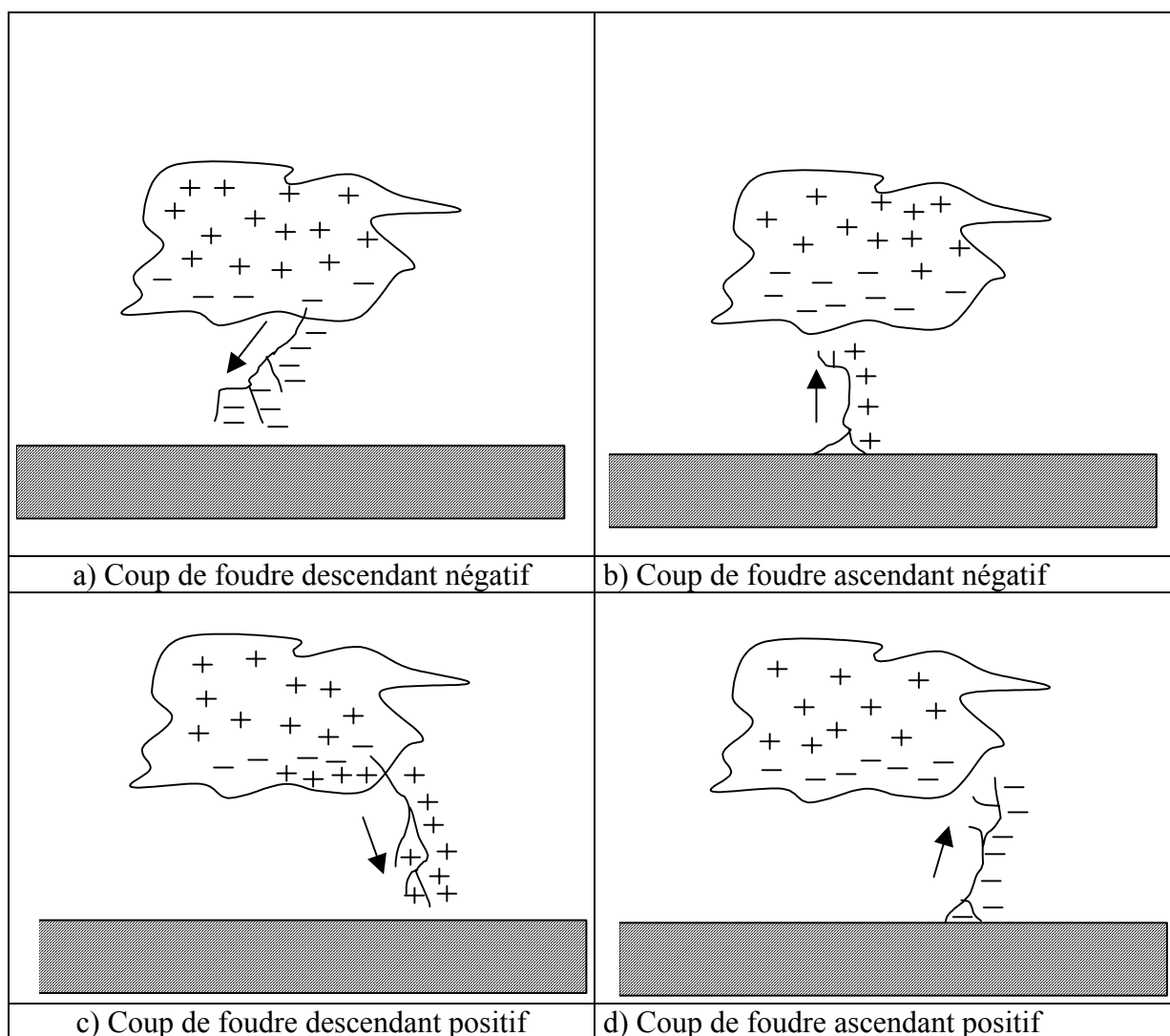


Figure 5 : Les différents types de coups de foudre possibles suivant la direction de propagation du traceur et la polarité des charges qui transitent du nuage vers le sol lors du coup de foudre.

Selon [28] et comme l'ont confirmé les documents présentant des mesures plus récentes [34][41][45][50] et [62], les coups de foudre ascendants ont surtout pour origine des structures élevées. Comme les ouvrages électriques sont généralement de hauteur modérée, ils seront peu sujets à des coups de foudre ascendants (sauf peut-être les pylônes situés en zone montagneuse ou sur des hauteurs). Les coups de foudre peuvent comprendre plusieurs décharges ; comme il sera vu plus loin, le nombre et les caractéristiques de ces décharges dépendent du type de coup de foudre.

Des travaux de recherche importants réalisés des années cinquante aux années quatre-vingt ont permis d'améliorer la connaissance des caractéristiques électriques des coups de foudre intéressant les électriciens, telles que la forme du courant de foudre ou la valeur crête de ce courant... [28] présente ainsi des lois de variation probabilistes suivies par les principaux paramètres des courants de foudre (voir §5.3 et §5.5). Ces lois de variation ont été établies à partir de 408 mesures de courants de foudre, effectuées sur des tours de différentes hauteurs.

Comme il a été dit précédemment, les données de foudre présentées dans [28] sont considérées comme les données de référence par les entreprises d'électricité pour l'étude de l'effet de la foudre sur les réseaux, on peut toutefois s'interroger sur les mesures ayant servi à leur élaboration :

- Les mesures ayant servi à construire les lois de probabilité sont peu nombreuses (408) et seules 5 mesures correspondent à des courants de foudre dont la valeur crête dépasse 100 kA ;
- Les tours ayant servi aux mesures étaient de hauteur différente ;
- On a peu d'informations sur les techniques de mesure qui ont été employées et sur la façon dont le courant de foudre a été déterminé à partir des mesures. A-t-on par exemple, dans certains cas, considéré l'impédance du canal de foudre et pris en compte le coefficient de réflexion pour le courant du haut de la tour ?

Différentes mesures de foudre ont été réalisées ces dernières années avec des moyens scientifiques qui n'existaient pas quand ont été effectuées les mesures ayant permis l'élaboration des statistiques sur la foudre présentées dans [28]. Par suite, on peut se demander si ces nouvelles mesures apportent des éléments nouveaux significatifs par rapport à ceux de [28].

Dans la suite du chapitre, on fera le point sur la actuelle connaissance du courant de foudre, en s'intéressant principalement à la valeur crête du courant de foudre et à sa forme, qui sont les grandeurs les plus utiles pour les études de coordination des isollements.

Nous présenterons tout d'abord succinctement les différentes techniques de mesure du courant de foudre, puis on donnera la caractérisation des différents types de coups de foudre.

5.2 La mesure du courant à la base du canal de foudre

La façon la plus efficace d'obtenir des informations sur la caractéristique du courant de foudre est de faire des mesures directes sur les coups de foudre et pour cela, on instrumente des structures plutôt élevées car celles-ci ont la propriété d'attirer la foudre. Cette méthode offre l'avantage de permettre des mesures sur ces coups de foudre naturels, c'est-à-dire des coups de foudre qui ont été attirés par la structure, sans qu'il y ait d'intervention humaine dans le processus d'attraction et d'attachement. Toutefois, elle présente l'inconvénient de ne pas pouvoir maîtriser l'instant où un coup de foudre frappe la structure. A titre indicatif, en France, un pylône de hauteur moyenne sans câble de garde, situé en plaine est frappé par la foudre moins de une fois par an. On s'affranchit de cet inconvénient en employant la technique de la foudre déclenchée qui est présentée ci-après.

La foudre déclenchée par fusée

Lorsqu'on emploie cette technique de mesure, on tire vers les nuages de foudre une fusée « paragrêle » à laquelle est fixée un mince conducteur métallique connecté à son autre extrémité à une prise de terre à l'entrée de laquelle des mesures de courant de foudre peuvent être réalisées [42][43]. Quand la fusée s'approche du nuage électrisé durant une période favorable, elle est susceptible d'être frappée par la foudre. Si c'est la cas, le conducteur métallique guide le coup de foudre vers le sol, en s'évaporant à cause du courant important qui le parcourt [45]. La Figure 6 présente les différentes méthodes de foudre déclenchée qui sont usuellement employées. Elle a été inspirée de [59] où le lecteur pourra se reporter pour avoir des détails sur la technique de foudre déclenchée par fusée.

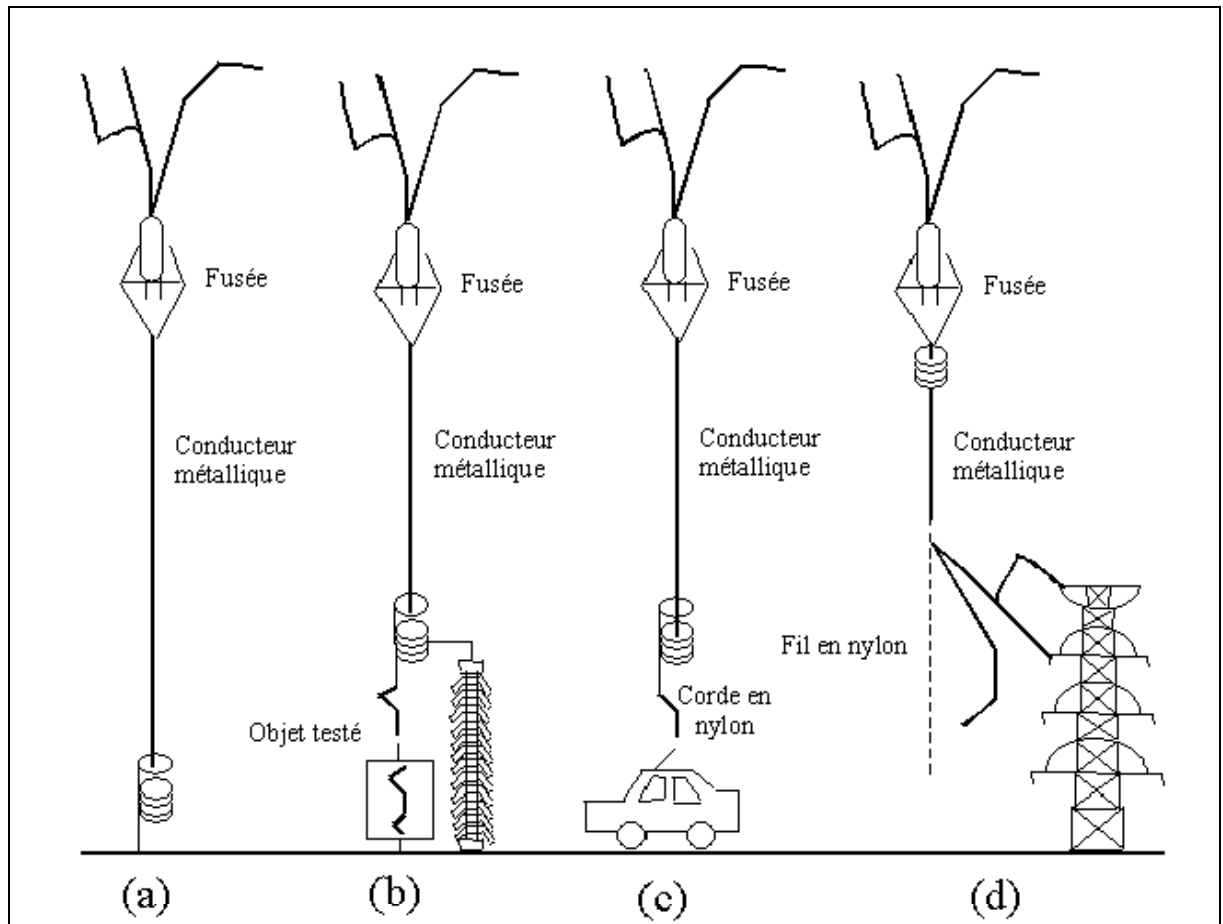


Figure 6 : Différentes méthodes de foudre déclenchée (figure inspirée de [59]). Le coup de foudre est déclenché vers a) le sol, b) un équipement connecté au sol, c) un objet à travers un intervalle d'air, d) un pylône à travers un intervalle d'air.

Les caractéristiques du premier arc obtenu sont considérées généralement comme plus proches de celles d'un arc subséquent d'un coup de foudre naturel que de celles d'un premier arc (cf §3).

Les mesures de « foudre déclenchée » présentent en outre l'inconvénient de provoquer un coup de foudre à un instant où il ne se serait pas nécessairement naturellement produit. Elles ne permettent donc pas d'obtenir des informations précises sur certains paramètres importants comme la densité de probabilité de la valeur crête du courant du premier arc de la foudre naturelle (voir Figure 2). Elles peuvent cependant s'avérer d'une grande utilité pour l'électricien qui souhaite, par exemple, étudier la déformation en fonction de la distance au point d'impact du champ électromagnétique généré par un coup de foudre, ou qui veut étudier le couplage de ce champ avec des réseaux électriques [41], ou qui souhaite soumettre des équipements à des courants de foudre d'intensité plus importante que celles qu'on peut généralement obtenir en laboratoire. On rappelle aussi que la foudre déclenchée est également employée pour bien connaître les performances des systèmes de détection foudre qui seront présentés brièvement dans la suite du paragraphe.

La foudre déclenchée par laser

Le sujet fait depuis quelques années l'objet d'études [60][87], mais la méthode de foudre déclenchée par laser ne semble pas pouvoir être considérée comme vraiment opérationnelle aujourd'hui.

La mesure directe de la foudre

La mesure directe de la foudre naturelle sur des tours ou des pylônes se fait traditionnellement par l'installation de transducteurs de courant en haut ou en bas de la structure élevée [61], ou à l'aide de tores de Rogowski qui peuvent être par exemple installés autour de petits paratonnerres placés en haut de la structure [52] (voir Figure 7). On utilise aussi parfois des liens magnétiques. Le courant circulant à travers ceux-ci les magnétisent et par conséquent on estime la valeur crête du courant de foudre par leur degré de magnétisation. On considère aujourd'hui que ce moyen de mesure est à éviter car il n'est pas suffisamment fiable [45].

On notera que la mesure directe du courant de foudre est souvent couplée avec une mesure vidéo du coup de foudre, déclenchée par la mesure du courant, qui permet d'obtenir des informations sur le type des coups de foudre mesurés (voir paragraphes suivants).

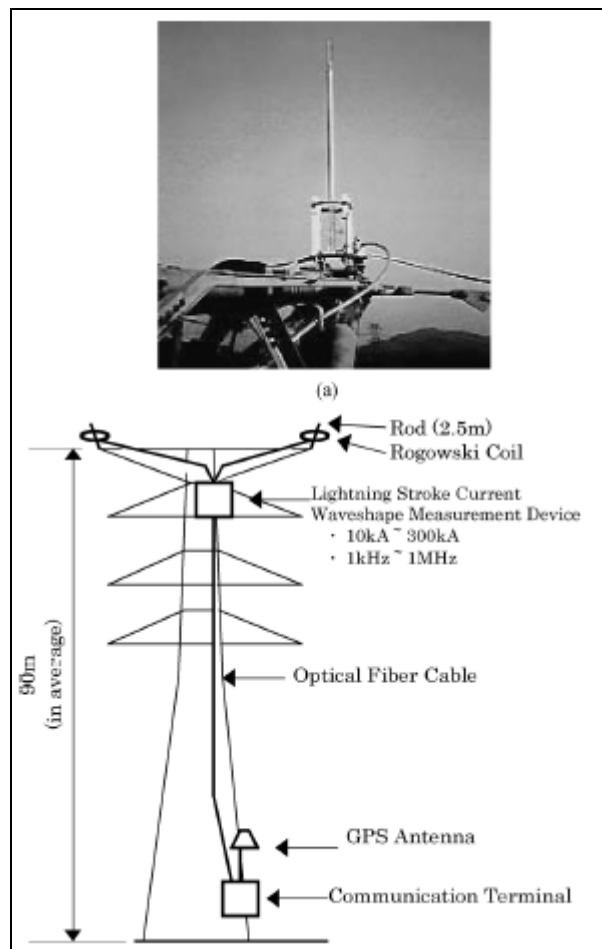


Figure 7 : Pylône équipé d'un paratonnerre et d'un équipement de mesure du courant de foudre. Figure extraite de [52].

Cette technique, comme la technique de la foudre déclenchée d'ailleurs, présente la difficulté de l'interprétation des mesures : il faut savoir déduire la valeur du courant de foudre des signaux mesurés [62], [34]. Certains auteurs considèrent qu'au point d'impact, le canal de foudre se comporte comme un conducteur et [57], [63] évoquent des valeurs comprises entre 600Ω et $2.5 \text{ k} \Omega$ pour son impédance caractéristique, en s'appuyant en particulier sur des enregistrements de courant de foudre réalisés en haut de la tour Ostankino de Moscou, haute de 540 m. Ces valeurs d'impédance caractéristique, qui ne semblent pas dépendre des caractéristiques du courant de foudre [63], vont conduire à l'existence de multiples réflexions des ondes de courant dans les pylônes. Si le pylône est de faible hauteur le phénomène sera

négligeable : tout se passera comme si le canal de foudre était connecté directement à une prise de terre de terre dont l'impédance est très faible devant sa propre impédance, et le coup de foudre se comportera comme une source de courant d'impédance infinie. Il n'en sera pas de même si le pylône est de grande taille et si la mesure du courant est effectuée en bas du pylône : il sera nécessaire dans ce cas de « décontaminer » la mesure du courant de foudre pour supprimer l'effet des multiples réflexions dans le pylône [57]. [63] montre que ce n'est pas nécessaire si la mesure du courant est effectuée en haut du pylône.

Mesure du champ électromagnétique

Les caractéristiques des coups de foudre sont parfois déduites du champ électromagnétique qu'ils génèrent. On emploie pour cela des systèmes de détection foudre qui sont constitués d'un réseau de plusieurs antennes permettant, à partir du champ électromagnétique mesuré, d'estimer le point d'impact des coups de foudre et certaines caractéristiques de leur courant telles que la valeur crête de leur premier arc [45]. Ainsi, la carte présentée à la Figure 4 et fournissant par zone la densité annuelle de coups de foudre au sol sur le territoire français a été déterminée à partir des informations fournies par le système de détection de l'entreprise Météorage. Aujourd'hui, la qualité des résultats fournis par cette technique de mesure ne fait pas l'unanimité dans la communauté scientifique à cause de différentes difficultés parmi lesquelles on peut citer :

- la déduction du courant de foudre à partir du champ électromagnétique rayonné n'est pas une question de physique complètement résolue ;
- la difficulté à distinguer certains coups de foudre intra-nuages ou inter-nuages de coups de foudre nuage-sols ;
- la non détection de certains coups de foudres nuage-sol par les capteurs à cause d'un champ rayonné trop faible à l'endroit où se trouvent les capteurs.

Conclusion

Aujourd'hui pour obtenir des informations sur les caractéristiques électriques du courant de foudre s'écoulant dans un ouvrage électrique frappé par la foudre, il est préférable d'effectuer des mesures directes de coups de foudre frappant des structures même élevées (en évitant toutefois les structures très hautes qui génèrent l'existence de coups de foudre ascendants) car on montre que la hauteur de la structure n'altère pas la mesure, si la mesure est faite en haut de celle-ci. Ajoutons la remarque suivante. Certaines considérations faites dans ce paragraphe peuvent conduire à s'interroger sur la modélisation du courant de foudre employée dans les études de transitoire électrique. On représente habituellement un coup de foudre comme une source de courant parfaite écouant du courant dans la structure frappée par la foudre. Or, d'après [63], l'impédance du canal de foudre à son point d'attachement au sol possède une valeur située entre 600 Ω et 2.5 k Ω . Ce type de modélisation paraît justifié pour un coup de foudre frappant par exemple un pylône muni d'une prise de terre de faible résistance. En revanche, elle pose des questions quand la structure frappée par la foudre a une forte impédance (poteau en bois par exemple) ou quand un coup de foudre frappe directement le sol.

5.3 Le courant à la base du canal des coups de foudre négatifs descendants

Les coups de foudre négatifs descendants sont les plus nombreux en France. Leur phénoménologie est brièvement rappelée au §3. Rappelons ici que leur courant, au point de connexion au sol, est généralement constitué de plusieurs arcs séparés par un courant continu

dont l'intensité ne dépasse pas quelques centaines d'Ampères. L'arc le plus important est le premier, appelé premier arc. Les arcs suivants sont appelés arcs subséquents. Aujourd'hui il y a deux sources d'information importantes en ce qui concerne la caractérisation du courant de foudre pour les coups de foudre négatifs descendants :

- [28] qui s'appuie sur 408 mesures de courant de foudre effectuées sur des tours de hauteur inférieure à 60m pour en déduire les lois probabilistes suivies par les principaux paramètres permettant de représenter les coups de foudre. On notera qu'il existe peu d'informations sur la métrologie employée pour ces mesures (existait-il un seuil d'intensité de courant en dessous duquel aucune mesure n'était effectuée ? etc). On notera que, parmi les coups de foudre mesurés, 5 ont un courant dont la valeur crête dépasse 100 kA.
- [58][52] présentent une campagne de mesures effectuée au Japon au cours de laquelle des capteurs de courant ont été installés sur 60 pylônes de lignes 500 kV (voir Figure 7), de taille comprise entre 40 et 140 m. Cette campagne a permis de mesurer 120 coups de foudre négatifs descendants et 15 coups de foudre positifs descendants. Parmi les coups de foudre négatifs, 3 ont un courant dont la valeur crête excède 100 kA.

[55] présente également des mesures de coups de foudre négatifs descendants, réalisés sur un mat de faible hauteur (60m), mais le nombre d'échantillons est trop limité pour permettre de tirer des conclusions solides (il n'y a que 31 mesures d'arc en retour). Pour cette raison, nous ne considérerons pas les résultats obtenus.

Dans la suite de ce paragraphe, après avoir rappelé la modélisation généralement employée pour représenter mathématiquement les arcs du courant de foudre, nous allons comparer les informations fournies par ces deux sources d'information en ce qui concerne le courant du premier arc et celui des arcs subséquents des coups de foudre.

5.3.1 Le courant du premier arc

Présentation des résultats de mesure

Le courant du premier arc peut être modélisé par la forme donnée à la Figure 8. Les variables explicitées sur cette figure permettent de spécifier le premier arc du courant d'un coup de foudre particulier. Ces variables suivent des lois aléatoires qui ont été déterminées à partir des mesures.

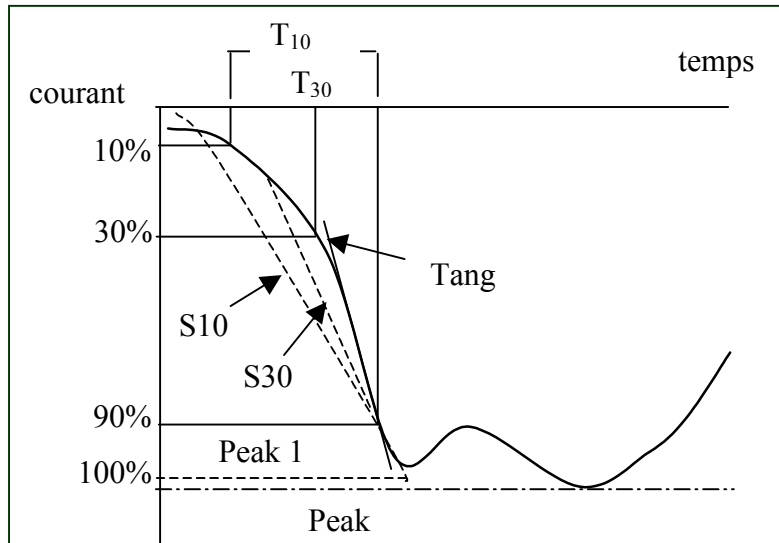


Figure 8 : Définition des paramètres employés pour représenter le courant d'arc en retour. Elle reprend les notations de [52] et [28].

Dans [28] comme dans [52], les lois de probabilité suivies par les différents paramètres représentant le courant du premier arc ont été décrites comme des lois log-normales, en supposant que les caractéristiques du courant de foudre ne dépendent pas de la région géographique où a lieu l'orage.

Rappelons que la densité de probabilité $f(.)$, d'une variable aléatoire x suivant une telle loi, s'exprime par :

$$\text{équ 2} \quad f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \beta x} e^{-(z^2/2)}$$

$$\text{avec} \quad : \quad z = \frac{\ln(x/M)}{\beta}$$

M et β sont respectivement la médiane et l'écart type logarithmique de la distribution statistique.

Le tableau suivant compare les valeurs de M et β pour PEAK (valeur crête du courant de foudre), $T_{30} / 0.6$ (front équivalent), Tan G (pente maximale du courant), fournies par [28] et [52].

	PEAK		T30 / 0.6		Tan G	
	M (kA)	B	M (μ s)	β	M (kA / μ s)	β
[28]	31.1	0.484	3.83	0.553	24.3	0.599
[52]	29	0.28	3.2	0.18	18.9	0.26

Tableau 1 : Comparaison des distributions statistiques lognormales présentées dans [28] et [52] pour représenter les principaux paramètres employés dans les études de foudre afin de représenter le premier arc d'un coup de foudre négatif descendant. Les notations sont celles de Figure 8.

[52] confirme par ailleurs la forte corrélation signalée dans [28] entre le temps de front équivalent ($T_{30} / 0.6$) et la valeur crête du courant de foudre. En revanche, il n'évoque pas, par contre, la corrélation entre T_f et la valeur crête du courant de foudre évoquée dans [28].

Signalons également que cette étude indique une absence de variation des caractéristiques du courant de foudre avec la hauteur de la structure impactée par la foudre, ce qui n'est pas cohérent avec les résultats fournis par les modèles électro-géométriques classiques, pour la valeur médiane de la distribution de probabilité de la valeur crête du courant de foudre [64].

En ce qui concerne le temps T_h s'écoulant entre l'instant où le courant de foudre a pour valeur 2 kA et celui où il a pour valeur 50% de sa valeur crête, [28] propose 75 μ s, tandis-que [52] donne 37 μ s.

Analyse des résultats des mesures

On constate que les valeurs médianes des grandeurs présentées dans Tableau 1 sont très proches. Pour expliquer la différence de valeur du paramètre β concernant la valeur crête du courant de foudre entre les deux distributions, [52] suggère l'idée que le seuil de déclenchement des mesures de 10 kA employé dans la campagne de mesure qu'il présente a diminué l'écart type de la distribution, en supprimant la mesure des petits courants de foudre. Toutefois, on ne dispose pas d'informations aujourd'hui sur le seuil de déclenchement employé pour les mesures de [28]. Ces dernières sont issues de diverses origines, il est vraisemblable d'ailleurs que divers seuils aient été employés.

D'une façon générale, il est rassurant de constater que les mesures de [52] permettent de confirmer raisonnablement les distributions statistiques présentées dans [28] qui sont généralement employées pour l'étude de l'effet de la foudre sur les réseaux. Toutefois, la plupart des études menées pour le réseau de transport d'électricité conduisent à considérer des courants de foudre dont la valeur crête est élevée : supérieure à 100 kA. Le problème n'est donc pas tant de bien estimer la médiane et l'écart type des distributions, que plutôt de bien représenter la queue des distributions de probabilité, vers les fortes valeurs de la valeur crête du courant.

Or [28] et [52] présentent peu d'échantillons de forts courants de foudre et ne permettent pas d'estimer de façon précise la distribution du courant de foudre pour les courants dont la valeur crête dépasse 100 kA. Pour cela, il faudrait un nombre plus important de mesures.

Comme nous l'avons montré en annexe 1, il est vraisemblable que la loi de probabilité de la valeur crête du courant de foudre, surestime la probabilité d'avoir des courants de foudre importants.

La différence entre les valeurs de T_h proposées par les deux sources est très importante. [52] explique cette différence par l'effet des réflexions sur les pylônes voisins de ceux où sont mesurés le courant de foudre. Il serait envisageable de vérifier cet argument par simulation numérique. Notons que ce point mérite une attention particulière car la valeur de T_h est un paramètre primordial pour l'estimation des contraintes énergétiques appliquées aux parafoudres.

5.3.2 Le courant des arcs subséquents

La valeur crête du courant des arcs subséquents est généralement inférieure à celle du premier arc mais, d'après [28], la pente de ces arcs est significativement plus forte. Le tableau suivant présente les paramètres des lois log-normales suivies par les principaux paramètres caractérisant le courant de ces arcs [28].

	<i>M</i>	<i>B</i>
Valeur crête (kA)	12.3	0.53
Tan G (kA / μ s)	39.3	0.825
T ₃₀ / 0.6 (μ s)	0.7	-

Tableau 2 : Caractéristique des arcs en retour subséquents des coups de foudre négatifs descendants.

La valeur médiane du temps à mi-valeur des arcs subséquents est de 30.2 μ s d'après [28].

On notera que [52] ne fournit pas d'information sur la caractéristique du courant des arcs subséquents. Il est vrai que les contraintes sur les réseaux électriques dues aux arcs subséquents sont, dans la grande majorité des cas, négligeables par rapport aux contraintes dues aux premiers arcs.

5.4 Le courant à la base du canal des coups de foudre négatifs ascendants

Les coups de foudre négatifs ascendants ont surtout pour point d'attachement au sol des structures élevées et concernent peu les ouvrages de transport d'électricité. Des mesures ont été effectuées ces dernières années sur des tours de télécommunication, qui ont permis d'améliorer leur connaissance [62][65][66]. Nous n'exposerons pas les détails de ces travaux, mais nous rappellerons quelques aspects importants du courant de ce type de coups de foudre. Il présente des caractéristiques très différentes de celles du courant de foudre associé à un coup de foudre négatif descendant (voir la Figure 9). Il débute ainsi par un courant initial continu de l'ordre de 100A, d'après des mesures présentées dans [62], sur lequel viennent se superposer des impulsions (impulsions superposées). Ensuite, après extinction du courant continu, d'autres impulsions, appelées impulsions subséquentes, sont susceptibles d'apparaître. Ces impulsions peuvent être suivies par un courant continu (courant subséquent).

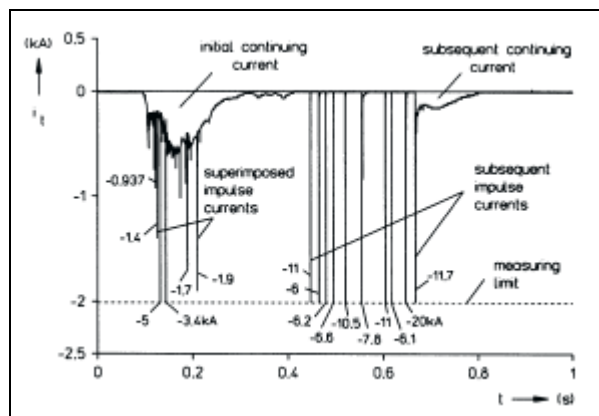


Figure 9 : Courant à la base du canal d'un coup de foudre négatif ascendant, extrait de [62].

Mesures effectuées à la tour de télécommunication Peissenberg

[62] présente des mesures de coups de foudre effectuées sur la tour de télécommunication de Peissenberg, située près de Munich et haute de 160 m. La tour est frappée par la foudre principalement en hiver. Les coups de foudre sont essentiellement des coups de foudre négatifs ascendants. Ainsi sur 117 mesures réalisées jusqu'en juillet 1998, 109 ont été

identifiées comme correspondant à des coups de foudre négatifs ascendants et 6 à des coups de foudres positifs ascendants (2 étaient bipolaires).

En ce qui concerne les coups de foudre négatifs ascendants, [62] donne comme valeur moyenne arithmétique de la valeur crête des impulsions superposées 4.52 kA avec un écart type de 1.92 kA. Ces valeurs ont été estimées à partir d'une population de 89 échantillons. Cette même source fournit, pour la valeur crête des impulsions subséquentes, une moyenne arithmétique de 8.96 kA calculée sur un ensemble de 68 échantillons. La valeur maximale mesurée parmi toutes les impulsions mesurées est de 21 kA, elle correspond à une impulsion subséquente.

Mesures effectuées à la tour CN de Toronto

[65] et [66] présentent des mesures du courant de foudre réalisées sur la tour Toronto National (CN). Cette tour qui est aujourd'hui le plus haut bâtiment construit par l'homme (553 m) est instrumentée depuis 1978 pour étudier la foudre.

La Figure 10 présente la fonction de répartition de la pente maximale du courant de foudre pour les premières impulsions et les impulsions subséquentes. On constate que la pente maximale des impulsions subséquentes est plus importante que celle des premières impulsions.

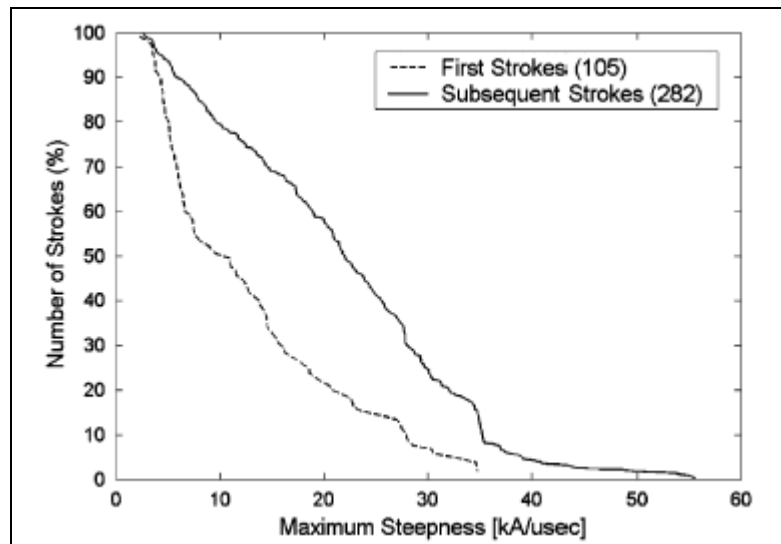


Figure 10 : Fonctions de répartition de la pente maximale du courant de foudre pour les premières impulsions et les impulsions subséquentes (extrait de [65]), respectivement établies à partir de 105 et 282 échantillons.

La Figure 11 donne la fonction de répartition de la valeur crête du courant de foudre. On constate que, contrairement aux résultats de mesure présentés en [62], les premières impulsions ont tendance à avoir une valeur crête plus forte que celle des impulsions subséquentes. La valeur moyenne de la valeur crête du courant de foudre est de 6.4 kA et la valeur maximale mesurée est de 42 kA.

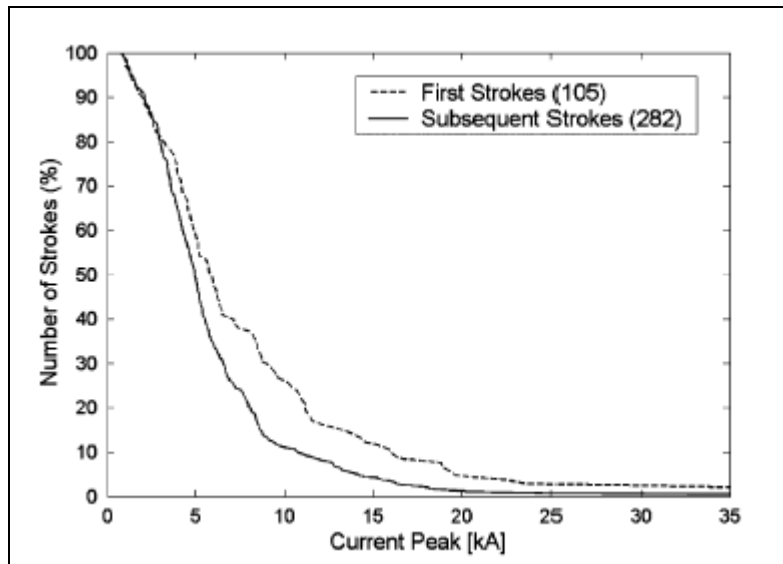


Figure 11 : Fonctions de répartition de la valeur crête du courant de foudre pour les premières impulsions et les impulsions subséquentes (extrait de [65]), établies respectivement avec 105 et 282 échantillons.

Conclusion

Du point de vue des études d'électricité, nous retiendrons principalement, d'après les mesures réalisées, que les coups de foudre négatifs ascendants présentent une valeur crête beaucoup plus faible que les coups de foudre négatifs descendants : la valeur médiane de leur distribution est inférieure à 10 kA, la valeur crête maximale mesurée est de l'ordre de 40 kA. Nous n'avons pas d'information sur la charge transférée.

Ce type de coup de foudre serait à prendre en compte lors de l'étude de l'effet de la foudre sur des ouvrages situés en zone montagneuse, mais compte-tenu de la faible intensité de leur courant par rapport aux coups de foudre négatifs descendants, on peut penser qu'on ne commet pas une grosse erreur en ne les prenant pas en compte lors des études : leurs caractéristiques électriques font qu'ils ne remettent pas en cause les conclusions d'études réalisées sans les prendre en compte. C'est d'autant plus exact qu'il est vraisemblable qu'on surestime, lors des études, la valeur crête du courant des coups de foudre négatifs descendants, comme il a été noté précédemment.

5.5 Le courant à la base du canal des coups de foudre positifs

Aujourd'hui il y a peu d'informations disponibles sur les coups de foudre positifs : les mesures directes de courant de foudre de ce type sont rares et ne permettent pas de distinguer les caractéristiques des coups de foudres descendants des coups de foudre ascendants. Par ailleurs les mesures de coups de foudre positifs ayant servi à élaborer les résultats statistiques présentés dans [28] sont aujourd'hui remises en question [48].

On considère en général que 10 % des coups de foudre nuage-sol sont de polarité positive. Les coups de foudre positifs apparaissent surtout en automne ou en hiver. Les principales caractéristiques du courant des coups de foudre positifs sont les suivantes :

- Ils comprennent généralement un seul arc. Les coups de foudre de ce type à plusieurs arcs existent, mais il a été observé au Japon que les arcs subséquents créent toujours une nouvelle terminaison au sol [35];
- Les arcs des coups de foudre positifs ont tendance à être suivis par un courant continu qui peut durer de dix millisecondes à plusieurs centaines de millisecondes. Il semble

que ce courant continu puisse prendre une valeur supérieure à 10 kA pour une durée pouvant aller jusque 10 ms [35].

- Comme on peut le voir sur la Figure 12, les arcs peuvent avoir une valeur crête très supérieure à celle des coups de foudre négatifs. Des valeurs crêtes de 340 kA, 320 kA et 280 kA ont ainsi été mesurées directement au Japon [48].

On distingue deux types de courant de foudre positif. Le premier type correspond à des formes de courant de foudre à l'échelle de la micro-seconde qui sont similaires à celles qu'on peut rencontrer chez les coups de foudre négatifs descendants. Le deuxième type correspond à des formes de courant de foudre à l'échelle de la milli-seconde, avec des temps de front dont la durée peut être de quelques centaines de microsecondes.

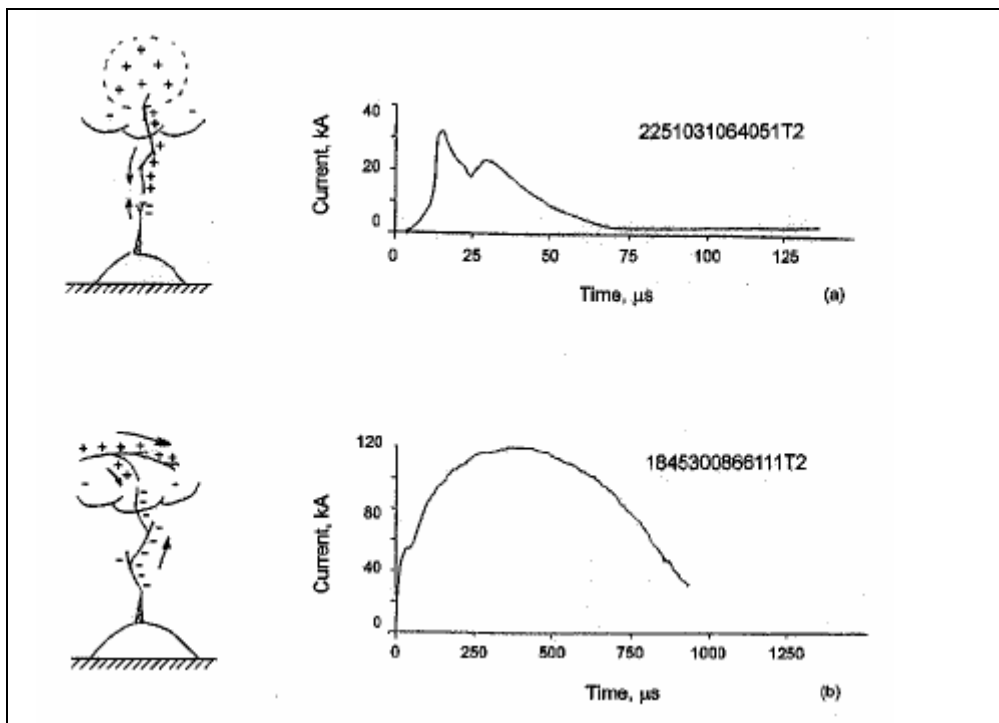


Figure 12 : Exemple de 2 types de coups de foudre positifs mesurés directement par Berger [48]. (a) « échelle microseconde », (b) « échelle milliseconde ». Les dessins à gauche illustrent le processus physique qui est à l'origine du coup de foudre (extrait de [48]).

Certains auteurs pensent vraisemblable que les coups de foudre à l'échelle de la milli-seconde soient caractéristiques des objets élevés, capables de générer de longs leaders ascendants [48]. On peut toutefois se demander pourquoi, dans ce cas, les expérimentations, telles que celle qui est réalisée à la CN Tower de Toronto, ne permettent pas d'améliorer de façon significative leur connaissance.

On ne dispose pas de distributions statistiques fiables pour les coups de foudre positifs. Selon [48], les distributions statistiques déduites de mesures effectuées avec des systèmes de détection sont faussées par un nombre important de coups de foudre intra nuages confondus avec des coups de foudre nuage-sol [48].

Conclusion

L'information disponible sur les coups de foudre positifs est très rare. Ces coups de foudre ne représentent que 10 % des coups de foudre dans nos régions, mais, ils présentent un courant de très forte intensité. Le courant des coups de foudre à l'échelle de la milli-seconde

combinent cette forte intensité avec une durée importante et devraient être très contraignants thermiquement pour les parafoudres installés sur les réseaux, mais nous n'avons pas connaissance de l'existence de parafoudres endommagés à cause des contraintes thermiques dues à la foudre. Cela est cohérent avec la conjecture selon laquelle ces coups de foudres positifs seraient caractéristiques des structures élevées. Il serait utile d'améliorer la connaissance de ces coups de foudre.

6 Conclusions

Ce chapitre a présenté des informations générales sur la phénoménologie de la foudre puis il s'est intéressé successivement à la caractérisation de l'activité orageuse des régions, à la classification des coups de foudre et à la caractérisation du courant de foudre à la base du canal.

Il nous a permis d'analyser le bien fondé des données généralement employées pour réaliser les études de foudre du réseau de transport, en s'appuyant sur les connaissances les plus récentes, et nous a permis de dégager les enseignements suivants :

- *Pour les coups de foudre négatifs descendants* ; les données présentées dans [28] concernant la valeur crête ou la pente du courant des coups de foudre négatifs descendants et généralement employées dans les études de foudre sont plutôt confirmées par les campagnes de mesures les plus récentes. Toutefois des interrogations subsistent sur les forts courants de foudre qui sont malheureusement ceux qui permettent de dimensionner les équipements et il a été montré qu'il est vraisemblable que les données employées usuellement dans les études exagèrent le risque de rencontrer des courants de foudre de forte valeur. Par ailleurs, on notera qu'il y a peu d'informations nouvelles sur l'énergie du courant de foudre, cette information est pourtant très utile pour dimensionner en énergie les parafoudres.
- *Pour les coups de foudre négatifs ascendants* ; les mesures récentes confirment que ces coups de foudre concernent les hautes structures et ont un courant à la base du canal de valeur crête statistiquement beaucoup plus faible que les coups de foudre négatifs descendants. Sauf peut-être dans des cas très particuliers, il n'est pas nécessaire de les prendre en compte dans les études.
- *Pour les coups de foudre positifs* ; il y a peu d'informations disponibles sur les coups de foudre positifs, mais ils sont rares (moins de 10% des coups de foudre) et concernent plutôt les orages d'hiver. Il est à noter qu'il existe des coups de foudre positifs dont le courant est de très forte intensité et est très énergétique. Il semblerait que ces coups de foudres dits à l'échelle millimétrique soient ascendants, mais ce n'est pas certain. Nous n'avons pas aujourd'hui les moyens de les prendre en compte dans les études, mais il serait utile de mieux les connaître car ils sont susceptibles de créer de fortes contraintes sur le réseau.
- *D'une façon générale, il est nécessaire de faire des mesures afin de mieux connaître les contraintes de foudre* et il faudrait une coordination internationale qui permettent de mettre en commun les résultats des expérimentations car c'est le seul moyen permettant de disposer rapidement d'une base de données de résultats de mesure significative.

Annexe 1 : Etude de la probabilité d'avoir un courant de foudre dont la valeur crête dépasse 100 kA

Nous souhaitons montrer dans cette annexe que la loi de probabilité donnée dans [28] pour la valeur crête du courant du premier arc d'un coup de foudre négatif descendant surestime vraisemblablement les fortes valeurs, si on la compare aux mesures fournies dans [28] et [52].

Examinons ainsi la probabilité p_i d'avoir i mesures de courants de foudre dont la valeur crête est supérieure à 100 kA, dans un ensemble de n mesures de coups de foudre frappant une tour, en prenant comme hypothèse que la loi de probabilité proposée par [28] est correcte.

Soit p la probabilité qu'un coup de foudre ait une valeur crête supérieure à 100 kA, la probabilité p_i est donnée par :

$$\text{éq. 3} \quad p_i = C_n^i p^i (1-p)^{n-i}$$

Avec $p = 0.05$, d'après [28].

Le tableau suivant et la Figure 13 donnent la valeur de p_i , pour différentes valeurs de i , en prenant $n = 120$ (nombre de mesures employées dans [52]), et la fonction de répartition F_i .

i	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
F_i	0.0021	0.0155	0.0575	0.1444	0.2782	0.4415	0.6063	0.7476	0.8526	0.9214	0.9616	0.9827	0.9928	0.9972	0.9990	0.9997
p_i	0.0021	0.0134	0.0420	0.0869	0.1338	0.1634	0.1648	0.1412	0.1050	0.0688	0.0402	0.0211	0.0101	0.0044	0.0018	0.0007

Tableau 3 : Probabilité p_i d'avoir i coups de foudre dont l'intensité est supérieure à 100 kA, parmi 120 échantillons. F_i est la probabilité d'avoir au plus i coups de foudre d'intensité crête supérieure à 100 kA, parmi les 120 échantillons.

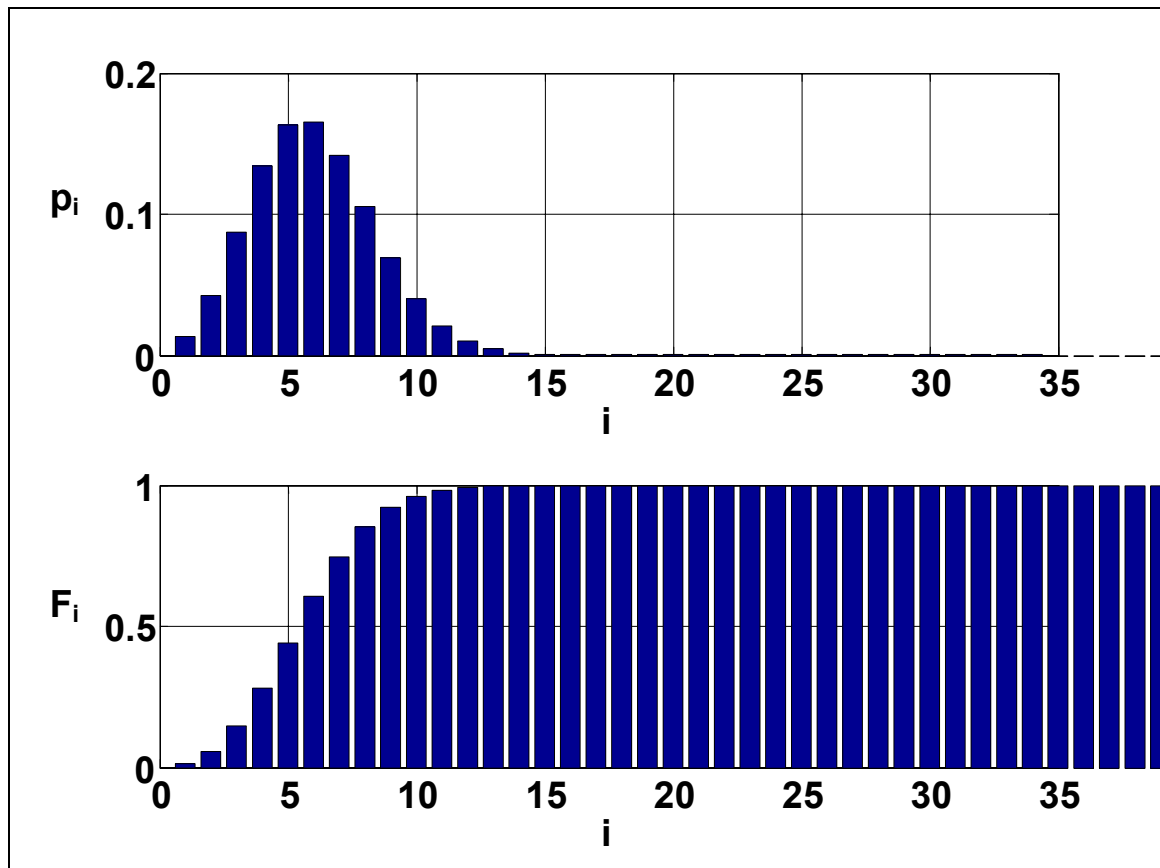


Figure 13 : Probabilité p_i et fonction de répartition F_i de la variable aléatoire i correspondant au nombre d'échantillons de coups de foudre dont la valeur crête dépasse 100 kA, parmi 120 échantillons.

On constate, d'après la Figure 13, que pour $n = 120$ et d'après les hypothèses prises, on pourrait raisonnablement espérer un nombre plus important que 3 de coups de foudre dont la valeur crête dépasse 100 kA, qui est, rappelons le, le nombre réellement mesuré lors de l'expérimentation présentée dans [52].

Si nous effectuons les mêmes calculs pour les 408 échantillons ayant servi à bâtir les statistiques présentées dans [28], nous obtenons les résultats présentés à la Figure 14, où p_i correspond à la probabilité d'avoir i échantillons de coups de foudre dont la valeur crête du courant dépasse 100 kA, parmi les 408 échantillons.

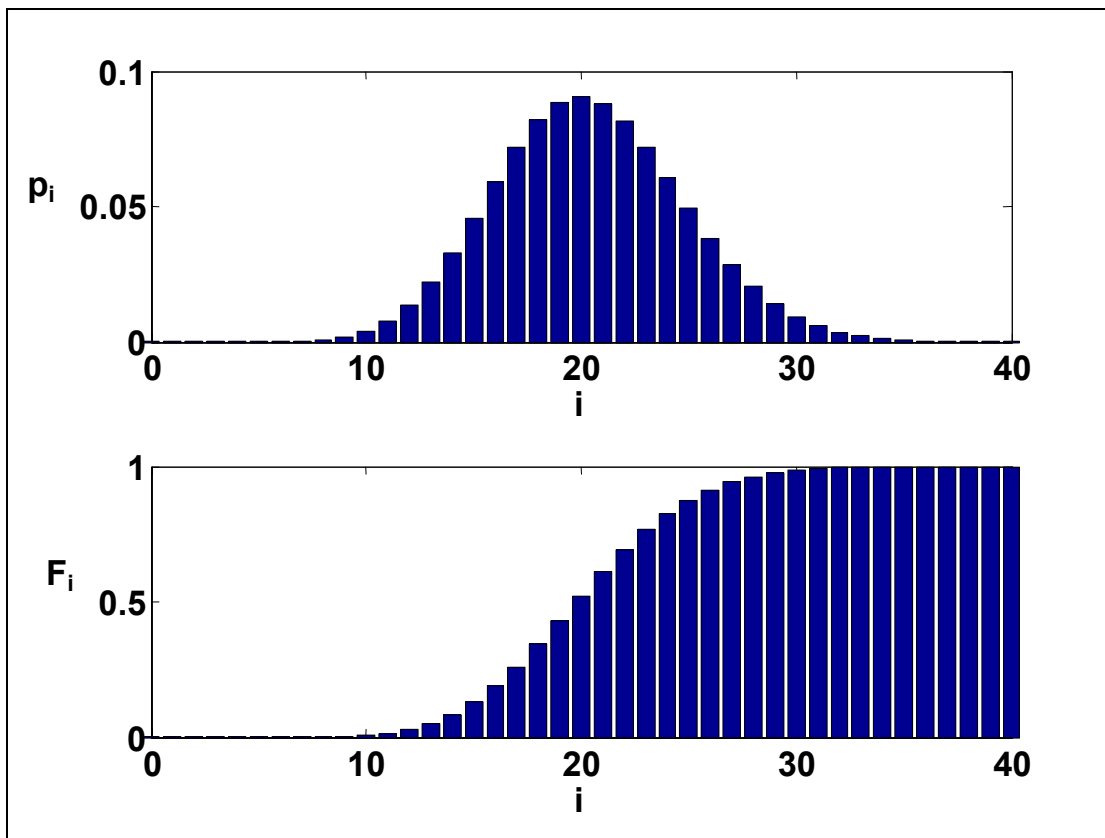


Figure 14 : Probabilité p_i et fonction de répartition F_i de la variable aléatoire i correspondant au nombre d'échantillons de coups de foudre dont la valeur crête dépasse 100 kA, parmi 408 échantillons.

Parmi les 408 échantillons employés par [28] pour bâtir la loi de probabilité suivie par la valeur crête du courant de foudre, 5 seulement ont une valeur crête supérieure à 100 kA alors que la Figure 13 nous inciterait à penser que dans un ensemble de 408 échantillons de coups de foudre, on devrait en trouver un nombre plus important.

Il est difficile d'aller plus loin dans le raisonnement, mais on peut conclure, en l'absence d'informations supplémentaires sur les mesures présentées dans [28] qu'il est vraisemblable que la loi de probabilité proposée par [28] pour la valeur crête du courant de foudre surestime la probabilité des fortes valeurs. Son emploi lors des études fournit donc des résultats conservatifs.

CHAPITRE 2

ETUDE DE LA Foudre INDUITE

LA MODELISATION DU COUPLAGE ELECTROMAGNETIQUE ENTRE UN ARC EN RETOUR ET UNE LIGNE ELECTRIQUE

1	OBJET DU CHAPITRE.....	29
2	NOTATIONS.....	29
3	MODELISATION DE L'ARC EN RETOUR ET CALCUL DE SON CHAMP ELECTROMAGNETIQUE.....	30
3.1	MODELISATION DE LA DISTRIBUTION DU COURANT DE L'ARC EN RETOUR DANS LE CANAL 30	
3.2	RAYONNEMENT DU CANAL DE Foudre	32
3.2.1	<i>Géométrie du problème.....</i>	32
3.2.2	<i>Rayonnement électromagnétique du canal de foudre en présence d'un sol de conductivité finie.....</i>	33
3.2.3	<i>Calcul pratique du champ rayonné par un coup de foudre.....</i>	35
3.2.4	<i>Mise en œuvre du calcul du champ et validation des résultats.....</i>	35
3.3	CONCLUSION.....	44
4	COUPLAGE ELECTROMAGNETIQUE AVEC UNE LIGNE ELECTRIQUE A PLUSIEURS CONDUCTEURS.....	44
4.1	INTRODUCTION.....	44
4.2	GEOMETRIE DU PROBLEME.....	44
4.3	RAPPELS THEORIQUES.....	45
4.3.1	<i>Introduction.....</i>	45
4.3.2	<i>Présentation du modèle d'Agrawal.....</i>	46
4.4	MODELISATION DU COUPLAGE PAR DES SOURCES EQUIVALENTES DANS LE CAS D'UNE LIGNE MULTIFILAIRE	47
4.4.1	<i>Principe général du modèle.....</i>	47
4.4.2	<i>Calcul analytique du courant de foudre induit circulant sur une ligne multifilaire fermée sur son impédance caractéristique.....</i>	49
4.4.3	<i>Justification théorique de la représentation du modèle et calcul des sources.....</i>	54
4.4.4	<i>Application au cas du couplage avec une ligne de télécommunication munie d'un écran.....</i>	56
5	VALIDATION DU MODELE DE COUPLAGE.....	58
5.1	COMPARAISON A UN MODELE FONCTIONNANT EN FREQUENTIEL.....	58
5.1.1	<i>Etude d'une ligne adaptée à ses deux extrémités, $Z_c = 467 \Omega$.....</i>	59
5.1.2	<i>Etude d'une ligne non adaptée, $Z_c = 1 \Omega$.....</i>	63
5.1.3	<i>Conclusions sur les différentes comparaisons.....</i>	66
5.2	COMPARAISON A DES RESULTATS OBTENUS EN APPLIQUANT LA METHODE FDTD (FINITE DIFFERENCE TIME DOMAIN).....	66
5.2.1	<i>Cas d'une ligne à 3 conducteurs.....</i>	66
6	CONCLUSION.....	69

Annexe 1 - Equations du couplage en fonction des composantes électriques – cas d'un conducteur nu au dessus du sol

Annexe 2 : Comportement d'un câble coaxial soumis à un champ électromagnétique incident

Annexe 3 : calcul des impédances et des admittances linéiques d'un câble de télécommunication par rapport à la terre lointaine, à partir de leur valeur par rapport à leur valeur prise par rapport à l'écran

Annexe 4 : Résolution numérique des équations de couplage par la méthode FDTD (Finite Difference Time Domain)

1 Objet du chapitre

Les surtensions de foudre induite sont dues au couplage entre le canal de foudre reliant le sol au nuage, en cas de coup de foudre, et les lignes aériennes ou souterraines du système électrique. Leur étude ne présente pas de réel intérêt pratique pour les systèmes de transport d'électricité, à cause de leur valeur crête qui ne dépasse pas quelques dizaines de kV et qui est sans commune mesure avec la tension de tenue à la foudre des équipements. Il n'en est pas de même pour les réseaux d'énergie à basse tension ou les réseaux de contrôle commande, pour lesquels la tension de tenue des équipements est beaucoup plus faible.

Nous souhaitons étudier par simulation numérique les contraintes dues à la foudre induite appliquées aux équipements des clients domestiques. Le logiciel EMTP que nous employons pour réaliser les études de foudre, ne disposant pas d'un modèle permettant de simuler le couplage entre le canal de foudre et une ligne, nous avons été conduits à mettre au point un tel modèle.

L'objet du présent chapitre est de présenter dans les détails ce modèle qui fonctionne pour une ligne à plusieurs conducteurs et qui prend en compte la variation des paramètres de la ligne en fonction de la fréquence. Ce modèle s'appuie sur une notion de sources équivalentes qui sont placées aux extrémités de la ligne et qui représentent les termes sources dues à l'illumination par le champ électromagnétique généré par le coup de foudre. Il est compatible avec EMTP et fonctionne dans le domaine temporel. Il permet donc d'étudier des circuits comprenant des éléments non linéaires comme des parafoudres.

Notre contribution a été de généraliser un modèle existant [17] pour prendre en compte la variation en fonction de la fréquence des paramètres des lignes dans le cadre d'une ligne à plusieurs conducteurs couplés.

Le contenu du chapitre est le suivant. Nous présentons tout d'abord, en nous appuyant pour justifier nos choix sur les éléments existant actuellement dans la littérature, la façon dont nous calculons le champ électromagnétique généré par un coup de foudre. Nous montrons ensuite comment nous avons validé nos calculs du champ électromagnétique.

La suite du chapitre est consacrée à la présentation du modèle de couplage du champ électromagnétique. Nous rappelons les bases théoriques concernant le couplage du champ électromagnétique avec une ligne, dans le cadre de la théorie des lignes, pour ensuite détailler la modélisation que nous proposons.

Nous terminons par une présentation de travaux que nous avons mené pour valider notre modèle de couplage.

Notons que ce modèle de couplage a servi pour développer un logiciel de couplage, dans le cadre d'un partenariat entre Hydro-Québec, France Télécom et EDF.

2 Notations

Les principales notations employées dans ce chapitre sont les suivantes :

- H , longueur du canal de foudre ;
- $i(z,t)$, courant de foudre se propageant le long du canal de foudre, lors d'un coup de foudre ;
- $I(z,w)$, transformée de Fourier de $i(z,t)$;
- k_1 , constante de propagation dans le sol ;
- k_2 , constante de propagation dans l'air ;
- p , variable de Laplace ;
- $Z'(p)$, impédance linéique de la ligne ;

- $Y'(p)$, admittance linéique de la ligne ;
- v , vitesse de l'onde de foudre qui se propage le long du canal de foudre, du sol vers le nuage, après un coup de foudre ;
- z_c , hauteur par rapport au sol du front de l'onde de foudre se propageant après coup de foudre le long du canal ou d'un dipôle ;
- ϵ_0 , permittivité de l'air ;
- σ_l , conductivité du sol ;
- ϵ_1 , permittivité du sol.

3 Modélisation de l'arc en retour et calcul de son champ électromagnétique

3.1 Modélisation de la distribution du courant de l'arc en retour dans le canal

Différents modèles permettant de représenter la distribution du courant de l'arc en retour dans le canal ont été mis au point, afin de pouvoir estimer le champ électromagnétique généré par un coup de foudre [1], [2], [3]. Cette diversité de modèles traduit l'évolution progressive des connaissances dans un domaine scientifique complexe où de nombreux points tels que le processus d'attachement entre le traceur par bond et les décharges ascendantes, ou le mécanismes de circulation et de recombinaison des charges dans le canal ne sont pas totalement connus.

Ce paragraphe ne cite que les modèles les plus connus, pour lesquels il existe une relation simple entre la distribution du courant le long du canal de foudre et le courant au sol. Des recherches, certaines récentes, ont permis de mettre au point d'autres types de modèles.

- **Modèle de Bruce et Golde (BG) [12]** en 1941

Dans ce modèle, l'intensité du courant $i(z_c, t)$ est égale à l'intensité du courant au niveau du sol au même instant, pour les points du canal de foudre situés en dessous du front de l'onde de l'arc en retour. Au dessus du front de l'onde, le courant est nul.

$$i(z_c, t) = i(0, t) \quad \text{pour } z_c < vt$$

$$i(z_c, t) = 0 \quad \text{pour } z_c > vt$$

Le modèle suppose que chaque point le long du canal de l'arc en retour prend instantanément la valeur du courant du front de l'onde de l'arc en retour, il n'est donc pas physiquement réaliste.

- **Modèle « Ligne de Transmission » (*Transmission Line*, TL) [13]** en 1969

Ce modèle assimile le canal de foudre à une ligne de transmission de très faible section sans pertes où une impulsion de courant se propage à partir du sol à la vitesse constante de l'arc en retour v . Il fut présenté par Uman et McLain en 1969 et est largement utilisé jusqu'à ce jour. La distribution du courant est définie par :

$$i(z_c, t) = i(0, t - z_c/v) \quad \text{si } z_c \leq vt$$

$$i(z_c, t) = 0 \quad \text{si } z_c > vt$$

L'inconvénient du modèle réside dans le fait que l'intensité du courant le long du canal reste constante, le modèle TL ne permet aucun transfert de charge entre le traceur et l'arc en retour. Or, les mesures des variations du champ électrique associé au traceur ont mis en évidence que le traceur est bel et bien porteur d'une certaine densité de charge [2]. Toutefois, d'après [10], ce modèle permet de reproduire de façon correcte le pic initial du champ électrique.

- **Modèle de Master, Uman, Lin et Standler [13] (MULS) en 1980**

Ce modèle suppose que le courant circulant dans le canal de foudre est constitué de 3 contributions :

- Un courant uniforme i_u supposé être la continuation du courant du leader, généré par le nuage à une hauteur fixe ;
- Un courant d'impulsion d'amorçage, i_p , qui est une impulsion de courant de courte durée, se propageant vers le nuage et qui est associée à l'amorçage électrique à propagation ascendante accompagnant le front de l'arc en retour. Dans une version ultérieure du modèle, cette impulsion a été considérée comme décroissant exponentiellement avec la hauteur, pour prendre en compte la décroissance avec la hauteur de la luminosité observée dans les mesures.
- Un courant couronne i_c , supposé être le résultat d'un mouvement radial interne puis descendant des charges stockées dans l'anneau dû à l'effet couronne autour du canal du leader. Initialement ce courant a été représenté par des sources de courant distribuées le long du canal de foudre, commençant à débiter du courant lorsque le front du courant d'impulsion i_p atteint son altitude. On a pu démontrer que ce courant couronne pouvait être représenté à l'aide du modèle MTL [14] (voir plus loin) .

- **Modèle « Source de courant mobile » (*Traveling Current Source, TCS*) [15] en 1985**

Dans ce modèle, une source de courant est associée au front de l'arc en retour et parcourt le canal à la vitesse de celui-ci. Le courant émis par la source se propage vers le sol à la vitesse c de la lumière dans le vide.

Nous avons donc :

$$i(z_c, t) = i(0, t + z_c/c) \quad \text{si } z_c < vt$$

$$i(z_c, t) = 0 \quad \text{si } z_c \geq vt$$

Ce modèle suppose que les charges sont instantanément neutralisées à l'arrivée du front de l'arc en retour.

- **Modèle de Diendorfer et Uman (DU) en 1990**

- **Modèle « Ligne de Transmission Modifié » (*Modified Transmission Line, MTL*) [11] en 1990**

Ce modèle a l'avantage de pallier les défauts du modèle TL tout en gardant sa simplicité qui permet une utilisation aisée dans les calculs de couplage. La distribution du courant est définie par :

$$i(z_c, t) = e^{-z_c/\lambda} i(0, t - z_c/v) \quad \text{si } z_c \leq vt$$

$$i(z_c, t) = 0 \quad \text{si } z_c > vt$$

Le paramètre λ indique la distance par rapport au sol pour laquelle le courant de foudre a diminué "e" fois ("e" est le nombre de Neper) et donc représente le taux de décroissance de l'intensité du courant le long du canal qui est due à la neutralisation pendant la phase d'arc en retour des charges emmagasinées dans le traceur et dans sa gaine de couronne; sa valeur, entre 1.5 et 2 km, a été déterminée en utilisant des enregistrements simultanés de champs électromagnétiques à plusieurs distances.

Signalons que Rakov a proposé un modèle similaire en s'appuyant sur d'autres considérations physiques [4].

[9] présente une étude détaillée de l'influence du modèle de répartition du courant de foudre le long du canal sur le champ électrique vertical induit par un coup de foudre. Les calculs ont été limités au champ vertical car c'était la seule composante pour laquelle des mesures étaient disponibles. L'étude montre que ces modèles permettent de reproduire les caractéristiques principales du champ dans sa partie initiale mais qu'aucun ne permet de reproduire la structure fine des champs observés expérimentalement. Cette même étude estime que le modèle MTL est le meilleur compromis entre la simplicité d'utilisation et précision du calcul du champ ; pour cette raison, ce modèle a été choisi pour nos travaux sur la foudre induite.

3.2 Rayonnement du canal de foudre

3.2.1 Géométrie du problème

Le canal de foudre est considéré comme une antenne verticale unidimensionnelle de hauteur H . L'arc en retour se propage verticalement à partir du sol avec une vitesse v . Il est parcouru par un courant dont la distribution spatiale et temporelle $i(z_c, t)$ détermine le champ électromagnétique en tout point de l'espace.

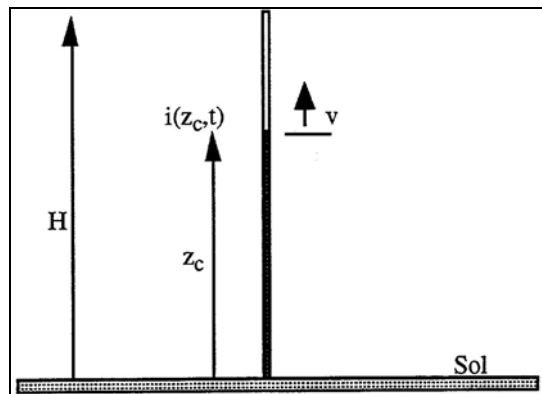


Figure 1 : Représentation du courant se propageant le long du canal de foudre.

A cause de la symétrie cylindrique du problème, le champ électromagnétique en un point $P(r, \phi, z)$ quelconque sera calculé en considérant un système de coordonnées dont l'origine est le point de contact de l'arc en retour avec le sol.

3.2.2 Rayonnement électromagnétique du canal de foudre en présence d'un sol de conductivité finie

Ce paragraphe reprend de façon succincte les principaux éléments permettant de calculer le champ émis par un coup de foudre quand la répartition du courant le long du canal de foudre est connue. Pour plus de détails, le lecteur peut se reporter à [1] [2].

L'étude du rayonnement du canal de foudre s'appuie sur les travaux de Sommerfeld qui, le premier, a déterminé l'expression analytique donnant le champ électromagnétique émis par un dipôle au dessus d'un sol de conductivité finie [16]. Pour calculer le champ émis par un coup de foudre, on considère que le canal électrisé reliant le nuage d'orage au sol est constitué par un ensemble de dipôles électriques verticaux. Le champ électromagnétique en un point de l'espace est la somme de la contribution de chacun de ces dipôles.

Rayonnement d'un dipôle électrique vertical

Considérons le système représenté Figure 2 :

Le plan $z=0$ correspond à l'interface de deux milieux homogènes et isotropes de conductivités différentes. Le demi milieu (1) est le sol de conductivité σ_1 finie, de permittivité relative ϵ_r et de perméabilité μ_0 . Le demi milieu (2) est l'air.

On considère un dipôle électrique vertical (voir Figure 2), de longueur dz_c , parcouru par un courant I et placé dans l'air à une hauteur z_c du sol. Le dipôle est placé le long de l'axe $[Oz]$; son image est symétrique par rapport au plan séparateur $z=0$. Le point d'observation M , de coordonnées cylindriques (r, ϕ, z) , se trouve à une distance R_2 du dipôle, R_1 de son image et R de l'origine.

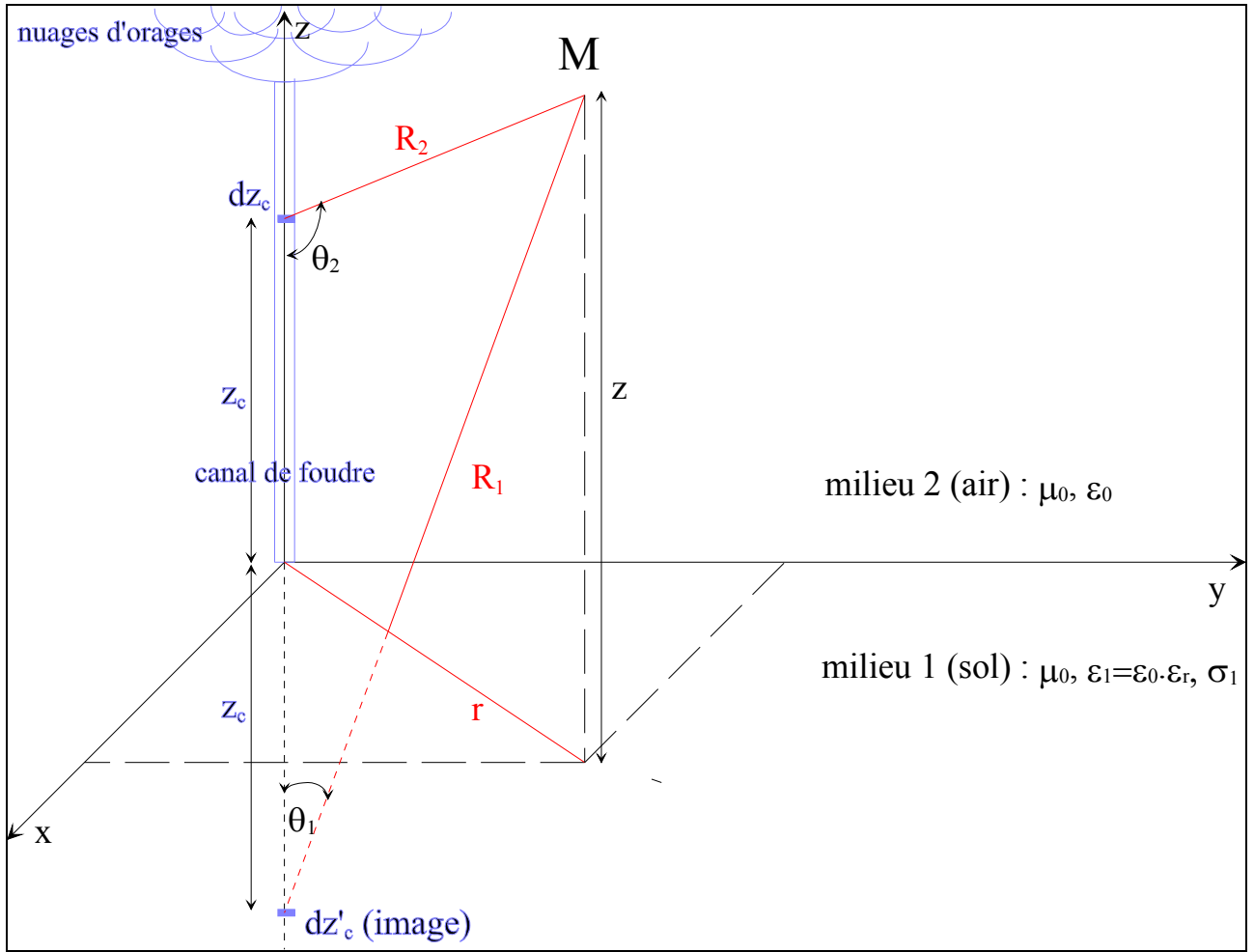


Figure 2 : Représentation des coordonnées : Dipôle électrique vertical dans l'air.

En coordonnées cylindriques, les équations du champ électromagnétique, créé par un dipôle électrique $-dz_c$ vertical placé à une hauteur z_c , sont données par les expressions suivantes, dans le domaine fréquentiel :

$$dE_r(r, z, j\omega) = \frac{j\omega I(z_c) \mu_0 dz_c}{4\pi k_2^2} \left[\frac{\partial^2}{\partial r \partial z} (G_{22} - G_{21} + k_1^2 V_{22}) \right] \quad (\text{éq 4})$$

$$dE_z(r, z, j\omega) = \frac{j\omega I(z_c) \mu_0 dz_c}{4\pi k_2^2} \left[\left(\frac{\partial^2}{\partial z^2} + k_2^2 \right) (G_{22} - G_{21} + k_1^2 V_{22}) \right] \quad (\text{éq 5})$$

$$dH_\phi(r, z, j\omega) = \frac{-I(z_c) dz_c}{4\pi} \left[\frac{\partial}{\partial r} (G_{22} - G_{21} + k_1^2 V_{22}) \right] \quad (\text{éq 6})$$

où G_{22} et G_{21} sont les fonctions de Green exprimées par les intégrales suivantes :

$$G_{21} = \frac{\exp(j k_2 R_1)}{R_1} = \int_0^{+\infty} \frac{\exp(-\gamma_2 (z_c + z))}{\gamma_2} J_0(\lambda r) \lambda d\lambda \quad (\text{éq 7})$$

$$G_{22} = \frac{\exp(j k_2 R_2)}{R_2} = \int_0^{+\infty} \frac{\exp(-\gamma_2 |z_c - z|)}{\gamma_2} J_0(\lambda r) \lambda d\lambda \quad (\text{éq 8})$$

$$V_{22} = 2 \int_0^{+\infty} \frac{\exp(-\gamma_2 (z_c + z))}{k_2^2 \gamma_1 + k_1^2 \gamma_2} J_0(\lambda r) \lambda d\lambda \quad (\text{éq 9})$$

avec

$$R_1 = \sqrt{r^2 + (z_c + z)^2} \quad (\text{éq 10}); \quad R_2 = \sqrt{r^2 + (z_c - z)^2} \quad (\text{éq 11})$$

$$\gamma_1 = \sqrt{\lambda^2 - k_1^2} \quad (\text{éq 12}); \quad \gamma_2 = \sqrt{\lambda^2 - k_2^2} \quad (\text{éq 13})$$

$$k_1 = \sqrt{w^2 \mu_0 \varepsilon_1 + jw \mu_0 \sigma_1} \quad (\text{éq 14}); \quad k_2 = w \sqrt{\mu_0 \varepsilon_0} \quad (\text{éq 15})$$

J_0 est la fonction de Bessel d'ordre 0. $I(z_c)$ désigne la transformée de Fourier de la distribution du courant $i(z_c, t)$ le long du canal et k_1 , k_2 les constantes de propagation dans le sol et l'air respectivement.

3.2.3 Calcul pratique du champ rayonné par un coup de foudre

La mise en œuvre pratique du calcul du champ rayonné par un coup de foudre en présence d'un sol de conductivité finie est assez complexe car elle conduit à calculer des intégrales convergeant difficilement.

Pour le champ électrique vertical, il est possible de supposer, sans commettre d'erreur significative, que le sol est de conductivité infinie [9], et d'employer des expressions analytiques beaucoup plus simples que celles qui ont été présentées en § 3.2.2. Cela vient du fait que la contribution d'un dipôle vertical et de son image sont en phase.

Il n'est pas possible de calculer le champ électrique horizontal suivant la même hypothèse simplificatrice car la contribution d'un dipôle horizontal et de son image sont en opposition de phase, mais diverses techniques de calcul existent. Pour les calculs présentés dans ce document une méthode d'intégration directe ou l'approximation de Norton ont été employées. Ahmed Zeddami a montré par des comparaisons avec un calcul rigoureux des équations que le domaine de validité de l'approximation de Norton s'étend de quelques dizaines de mètres à plusieurs kilomètres [1].

3.2.4 Mise en œuvre du calcul du champ et validation des résultats

Le champ est calculé en fréquentiel, par le programme field.f (il s'agit du programme que nous avons mis au point et qui repose sur les principes exposés précédemment) pour un nombre fini de distances et pour un coup de foudre correspondant à un Dirac en temporel [1], en intégrant le long du canal de foudre par la méthode de Gauss-Romberg les expressions donnant le champ rayonné par un dipôle vertical. Il est multiplié ensuite par le terme $e^{k_2 R}$,

$$\text{avec} \quad R = \sqrt{r^2 + z^2} \quad (\text{equ 16})$$

pour éliminer un terme de modulation qui correspond, dans le domaine temporel, au temps de retard que met l'onde de foudre pour aller du point d'impact de la foudre au point d'observation (voir Figure 2), et rendre ainsi plus aisées les interpolations [1].

Il est enfin sauvegardé dans un fichier pour être employé ensuite dans les études de surtensions induites. Lors de ces études, pour estimer le champ à des distances différentes de celles pour lesquelles celui-ci a été calculé, des interpolations sont effectuées. On obtient le champ pour un coup de foudre donné en multipliant le champ calculé par la transformée de Fourier du courant de foudre à la base du canal correspondant.

Des comparaisons ont été effectuées entre les résultats fournis par Field.f et des résultats obtenus avec d'autres programmes. Un premier programme a été développé au CNET (Centre National des Télécommunications, France) par A. Zeddou [1]. Un autre, le programme LIOV, a été développé par F. Rachidi à l'EPFL (Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne), en collaboration avec l'Université de Bologne [2].

Il aurait été préférable de comparer nos résultats avec des mesures de champ pour lesquels le courant de foudre serait connu. Malheureusement nous ne disposons pas de ce type d'information. [3] et [85] comparent des mesures effectuées en 95 au centre spatial Kennedy de Floride et des champs calculés. Lors de ces mesures, des coups de foudre étaient déclenchés artificiellement en tirant une fusée vers le nuage d'orage. La fusée tire un fil conducteur relié au point de mesure du courant de foudre. Cette technique permet de mesurer à la fois le courant de foudre, le champ électrique vertical et le champ magnétique rayonné par le coup de foudre, mais elle trouve ses limites dans le fait que la foudre déclenchée artificiellement se rapproche plus physiquement des arcs subséquents des coups de foudre négatifs descendants, que de leur premier arc. Elle n'est pas complètement satisfaisante en particulier car la répartition du courant de foudre le long du canal est vraisemblablement très différente entre le premier arc et les arcs subséquents, mais elle donne des éléments intéressants. Comme [3] compare positivement ces mesures avec les résultats du même programme en temporel [2] que celui qui a servi pour établir les valeurs de champ qui ont servi à nos comparaisons, on peut considérer que les résultats de [3] viennent appuyer notre approche.

Comparaison avec un programme utilisant une méthode fréquentielle

Le programme de A. Zeddou [1] repose sur les mêmes principes que le programme Field.f, puisqu'il utilise les formules fréquentielles générales du champ électrique. Il emploie l'approximation de Norton pour la résolution des intégrales de Sommerfeld.

Ces comparaisons ont été faites en adoptant le même modèle TL de courant de foudre, c'est-à-dire une biexponentielle sans atténuation le long du canal de foudre.

$$i_b(0, t) = I_0(e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}) \text{ avec } I_0 = 10 \text{ [kA]}, \alpha = 3e4 \text{ [1/s]}, \beta = 1e7 \text{ [1/s]}$$

Les paramètres électriques du sol sont :

- conductivité électrique : $\sigma_l = 0.01 \text{ [}\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}\text{]},$
- permittivité relative : $\epsilon_r = 10.$

Les paramètres d'échantillonnage sont :

- fréquence d'échantillonnage : $f_e = 5.12 \text{ MHz},$
- nombre d'échantillons : $N = 1024,$
- fenêtre de troncature : $T = N \cdot \Delta t = \frac{N}{f_e} = 200 \mu\text{s}.$

a- Cas 1 – coup de foudre proche

Les paramètres géométriques sont les suivants :

- hauteur du point d'observation : 6 [m],
- distance entre le point d'impact de la foudre et le point d'observation : 200 [m].

- Résultats de [1]

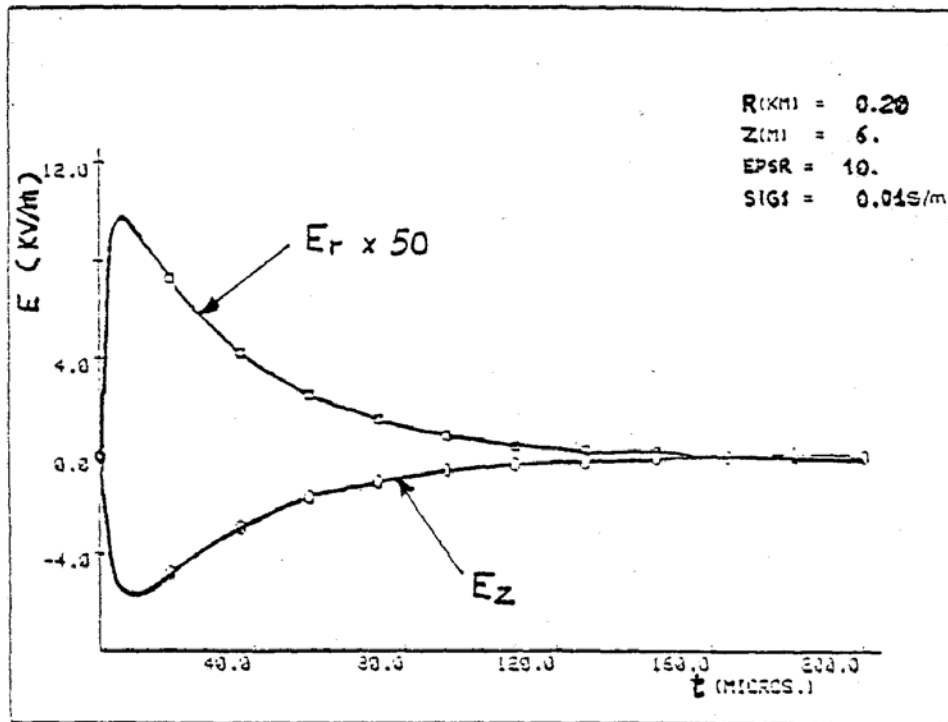


Figure 3 : Champ électrique horizontal et vertical rayonné à 200 m et à une hauteur de 6m, par un coup de foudre de valeur crête 10 kA, d'après [1]

- Résultat du logiciel Field.f

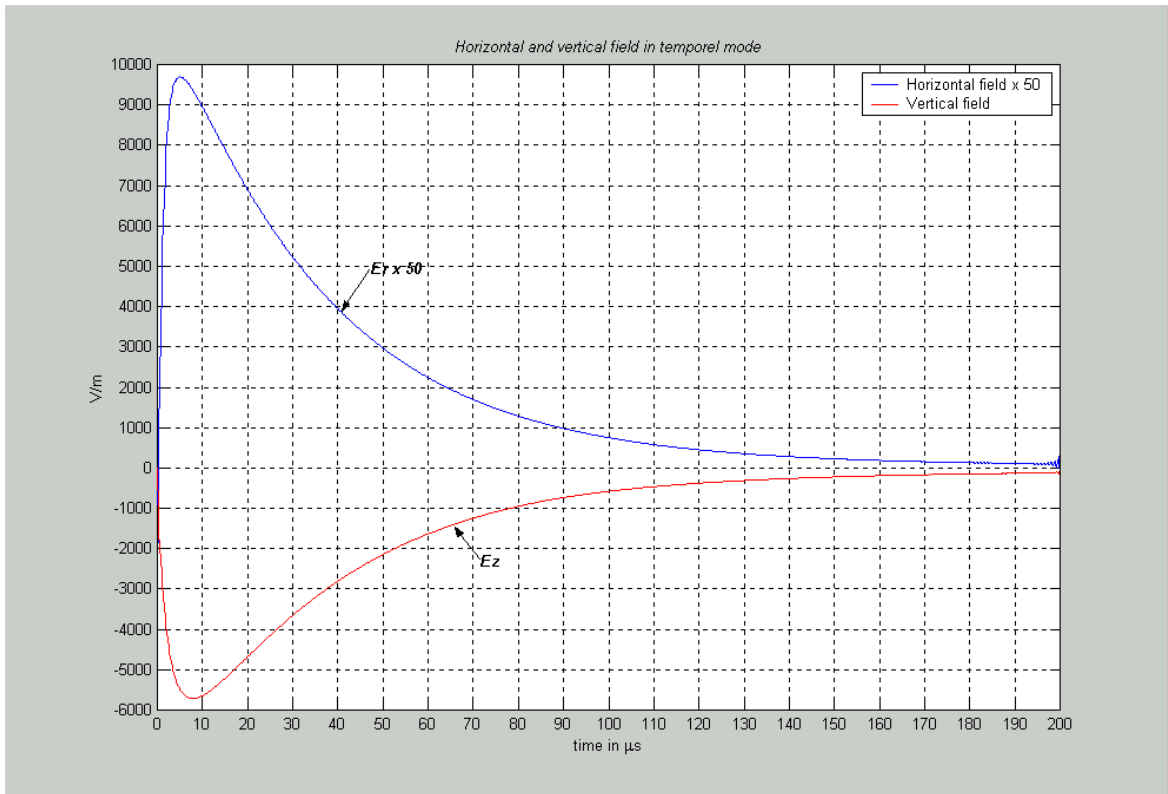


Figure 4 : Champ électrique horizontal et vertical rayonné à 200 m et à une hauteur de 6m, par un coup de foudre de valeur crête 10 kA, calculé par field.f

b- Cas 2 – coup de foudre à distance moyenne

Les paramètres géométriques :

- hauteur du point d'observation : 6 [m],
- distance entre le point d'impact de la foudre et le point d'observation : 500 [m].

- Résultats de [1]

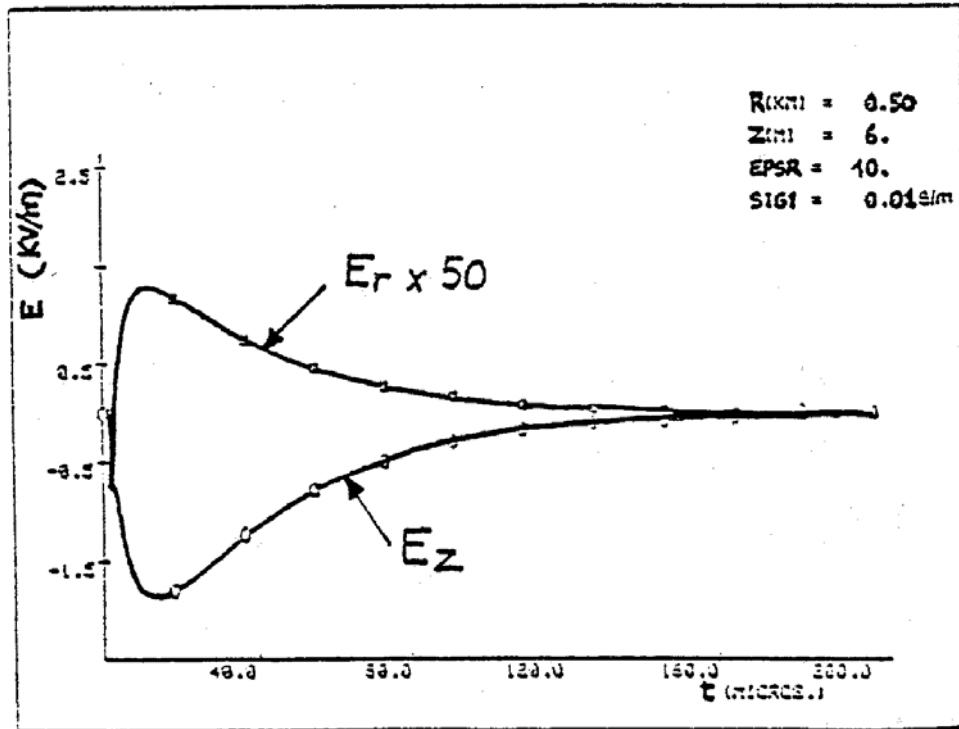


Figure 5 : Champ électrique horizontal et vertical rayonné à 500 m et à une hauteur de 6m, par un coup de foudre de valeur crête 10 kA, d'après [1].

- Résultats du logiciel Field.f

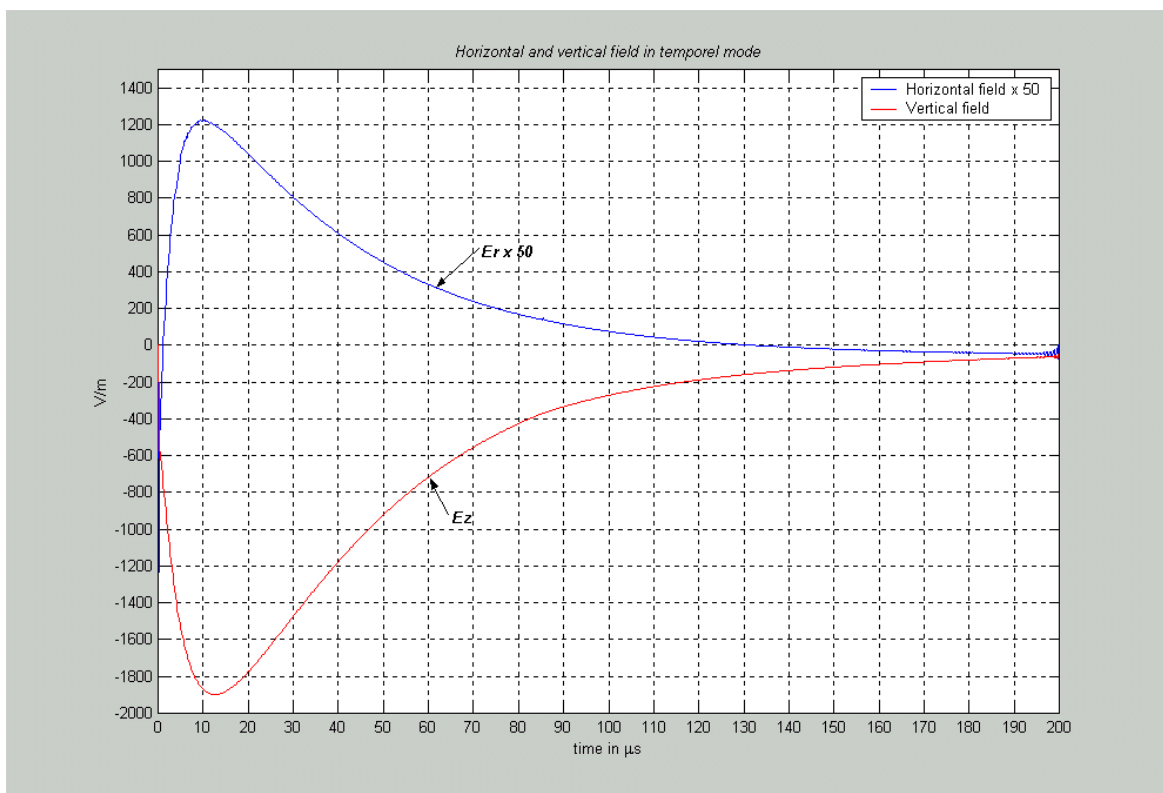


Figure 6 : Champ électrique horizontal et vertical rayonné à 500 m et à une hauteur de 6m, par un coup de foudre de valeur crête 10 kA, calculé par field.f.

c- Cas 3 – coup de foudre proche

Les paramètres géométriques sont les suivants :

- hauteur du point d'observation : 10 [m],
- distance entre le point d'impact de la foudre et le point d'observation : 200 [m].

- Résultats de [1]

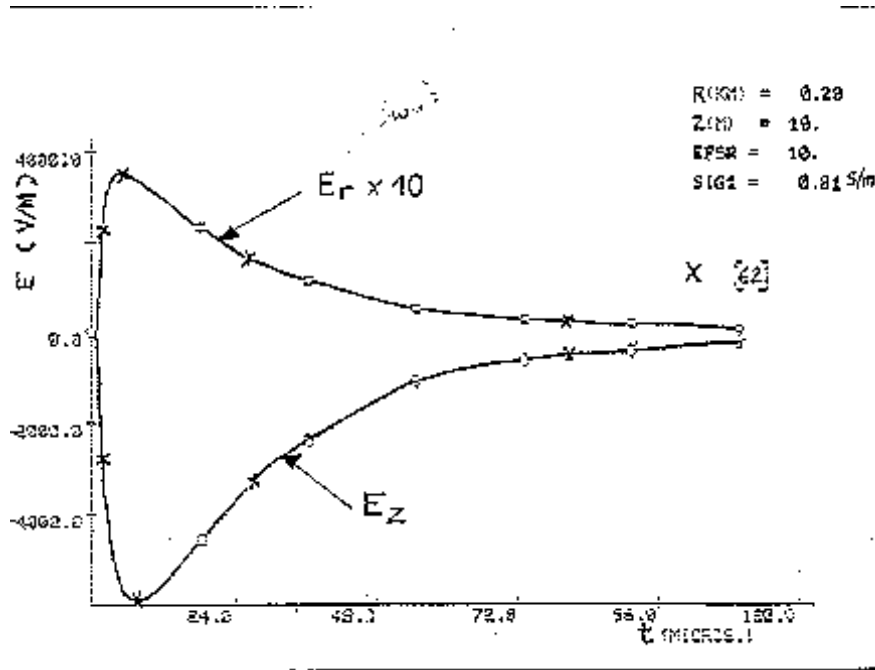


Figure 7 : Champ électrique horizontal et vertical rayonné à 200 m et à une hauteur de 10 m, par un coup de foudre de valeur crête 10 kA, d'après [1].

- Résultats du logiciel Field.f

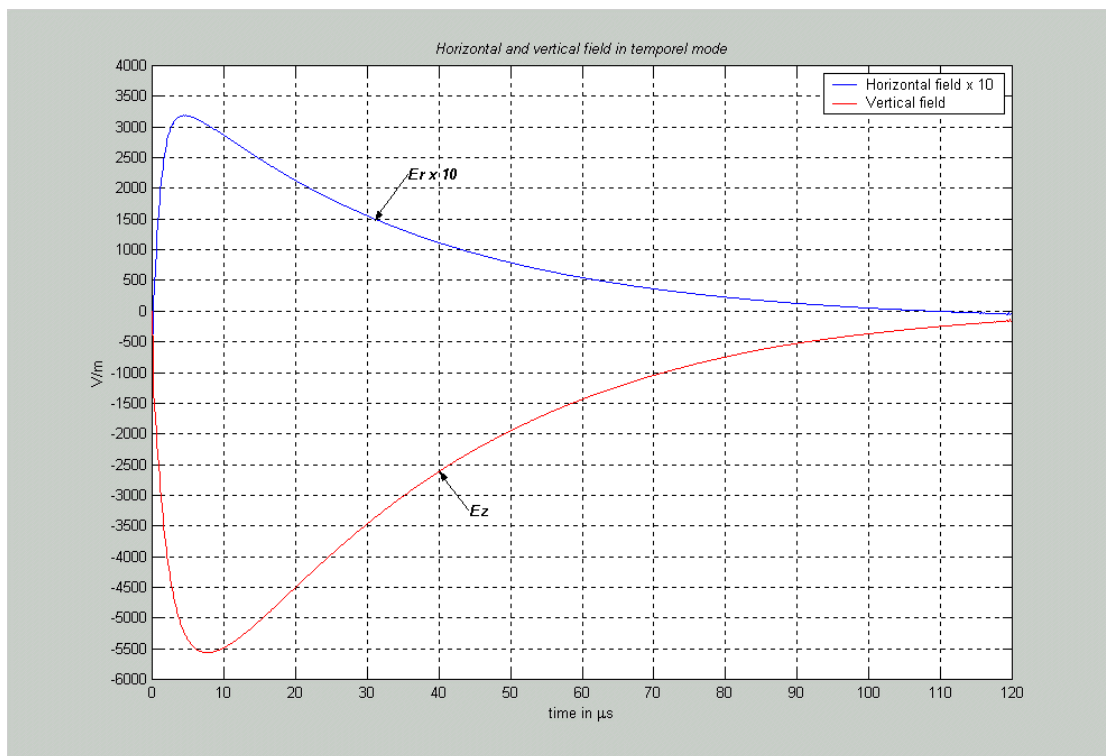


Figure 8 : Champ électrique horizontal et vertical rayonné à 200 m et à une hauteur de 10m, par un coup de foudre de valeur crête 10 kA, calculé par field.f.

Comparaison avec un programme utilisant une méthode temporelle

Le cas présenté ci-après est issu de la thèse de F. Rachidi [2]. La répartition du courant de foudre le long du canal a été représentée à l'aide du modèle MTL ($\lambda=1700 \text{ m}$) avec un courant à la base du canal représenté par deux fonctions de Heidler, c'est-à-dire par une expression du type :

$$i_H(0,t) = i_1(t) + i_2(t) \quad (\text{equ 17})$$

$$\text{avec } i_1(t) = \frac{I_{01}}{\eta_1} \frac{\left(\frac{t}{\tau_{11}}\right)^{n_1}}{1 + \left(\frac{t}{\tau_{11}}\right)^{n_1}} \exp\left(\frac{-t}{\tau_{12}}\right) \quad \text{et} \quad i_2(t) = \frac{I_{02}}{\eta_2} \frac{\left(\frac{t}{\tau_{21}}\right)^{n_2}}{1 + \left(\frac{t}{\tau_{21}}\right)^{n_2}} \exp\left(\frac{-t}{\tau_{22}}\right) \quad \text{les}$$

fonctions d'Heidler.

- où I_{01} : Amplitude de $i_1(t)$;
 τ_{11} : Temps de montée de $i_1(t)$;
 τ_{12} : Durée de l'impulsion $i_1(t)$.
 η_1 : Paramètre défini de telle sorte que le maximum de $i_1(t)$ soit I_{01} :

$$\eta_1 = \exp\left[\frac{-\tau_{11}}{\tau_{12}} \times \left(\frac{n_1 \tau_{12}}{\tau_{11}}\right)^{1/n_1}\right]$$

η_2 est donné par une expression du même type que celle employée pour définir η_1 .

Les paramètres du courant de foudre employé ici sont les suivants :

$$I_1=10.7 \text{ [kA]}, \quad t_{11}=0.25e-6 \text{ [1/s]}, \quad t_{12}=2.5e-6 \text{ [1/s]}, \quad n_1=2$$

$$I_2=6.5e3 \text{ [kA]}, \quad t_{21}=2.1e-6 \text{ [1/s]}, \quad t_{22}=230e-6 \text{ [1/s]}, \quad n_2=2$$

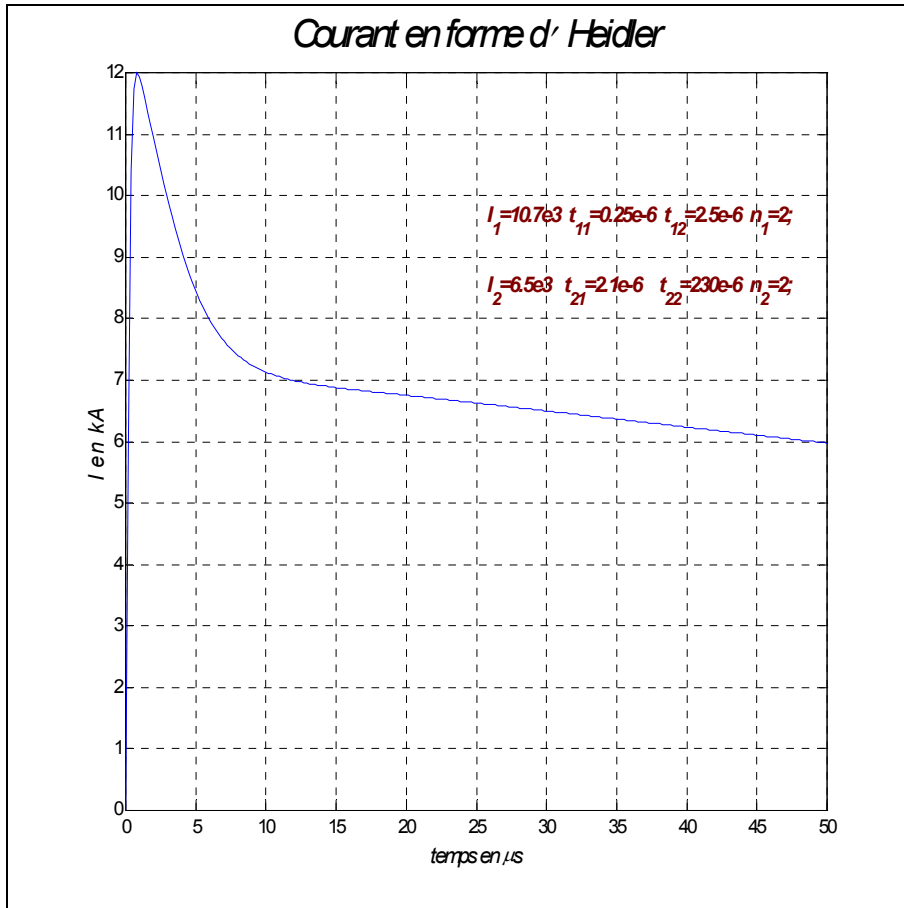


Figure 9 : Courant à la base du canal de foudre représenté par la somme des deux fonctions de Heidler dont les paramètres ont été donnés plus haut

Les paramètres électriques du sol sont :

- conductivité électrique : $\sigma_l = 0.01 [\Omega^{-1} \cdot m^{-1}]$,
- permittivité relative : $\varepsilon_r = 10$.

Les paramètres géométriques sont :

- hauteur du point d'observation : $10 [m]$,
- distance entre le point d'impact de la foudre et le point d'observation : $2000 [m]$.

Les paramètres d'échantillonnage sont :

- fréquence d'échantillonnage : $f_e = 5.12 \text{ MHz}$,
- nombre d'échantillons : $N = 8192$,
- fenêtre de troncature : $T = N \cdot \Delta t = \frac{N}{f_e} = 1600 \mu s$.

- Résultats de [2]

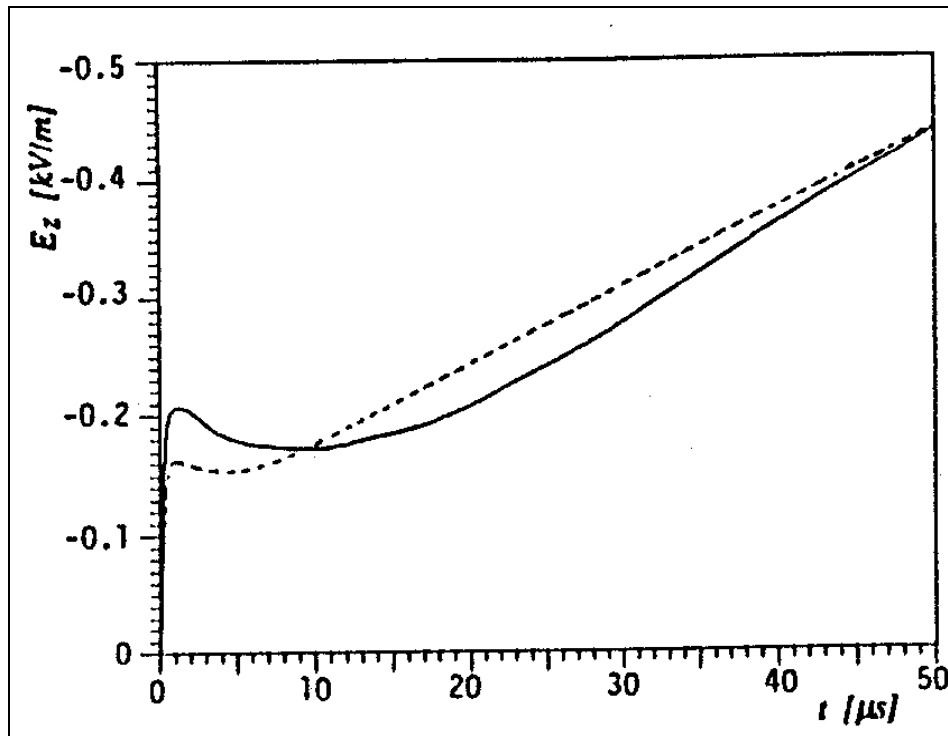


Figure 10 : Champ électrique vertical rayonné par un coup de foudre à 2 km, pour un courant à la base du canal de 12 kA, d'après [2].

- Résultats du logiciel Field.f

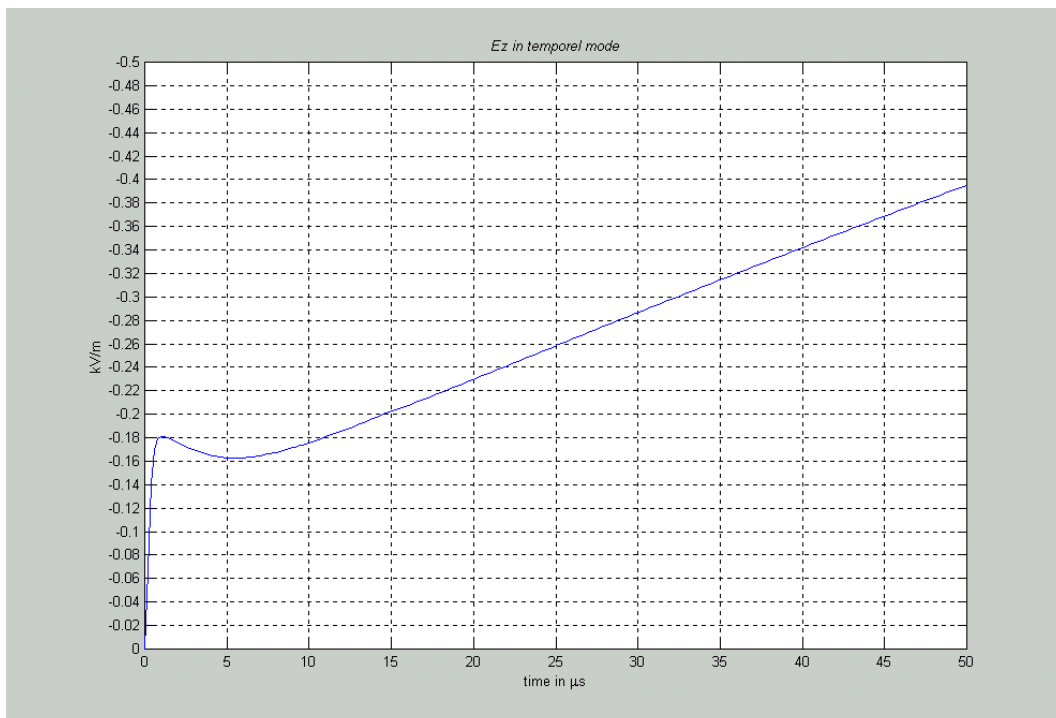


Figure 11 : Champ électrique vertical rayonné par un coup de foudre à 2 km, pour un courant à la base du canal de 12 kA, calculé par Field.f.

On notera que ces courbes ne présentent que les premiers instants, c'est pourquoi elles montrent uniquement, après un premier maximum, une croissance régulière en fonction du temps.

3.3 Conclusion

Ce paragraphe a présenté le calcul le champ rayonné par un coup de foudre.

Il existe une littérature très abondante sur le sujet et il y a de nombreuses façons de calculer ce champ. Nous avons choisi de limiter principalement l'exposé aux bases du modèle que nous avons employé lors de notre étude pour calculer numériquement le champ, en veillant à justifier nos choix. Ce modèle s'appuie sur l'emploi du modèle MTL de répartition du courant le long du canal de foudre et sur celui des équations de Sommerfeld (avec l'approximation de Norton) pour calculer le champ induit par le courant de foudre le long du canal.

La paragraphe se termine par des comparaisons entre nos résultats de calcul de champ et ceux présentés dans [1] et [2], qui ont montré une bonne concordance, mais qui sont à considérer plutôt comme des éléments de validation numériques et non pas physiques. D'une façon générale il reste aujourd'hui beaucoup à faire dans le domaine de la validation des modèles de calcul du champ rayonné par les coups de foudre.

4 Couplage électromagnétique avec une ligne électrique à plusieurs conducteurs

4.1 Introduction

Ce paragraphe présente un modèle de couplage du champ électromagnétique rayonné par un coup de foudre à une ligne électrique à plusieurs conducteurs. L'originalité du modèle présenté ici repose sur le fait qu'il fonctionne en temporel en prenant en compte la variation des paramètres linéiques de la ligne en fonction de la fréquence et qu'il représente l'induction due au champ incident par des sources de tension placées aux extrémités de la ligne. Il s'agit de la généralisation d'un modèle présenté par Philippe Baraton [17]. Ce modèle est compatible avec EMTP et permet de représenter une ligne illuminée par un coup de foudre se trouvant dans un réseau électrique comprenant des éléments non linéaires comme des parafoudres.

Ce paragraphe donne tout d'abord les hypothèses physiques à la base du modèle en les justifiant pour ensuite expliquer comment on calcule ses paramètres. Il se termine par une justification du principe du modèle et par l'application de celui-ci au cas particulier du couplage avec une ligne de télécommunication munie d'un écran.

4.2 Géométrie du problème

Considérons une ligne de transmission, à plusieurs conducteurs (de hauteurs h_j) de rayons a , située au-dessus d'un sol de conductivité finie. Cette ligne est illuminée par le champ électromagnétique généré par un coup de foudre et elle est fermée à ses deux extrémités sur son impédance caractéristique Z_c .

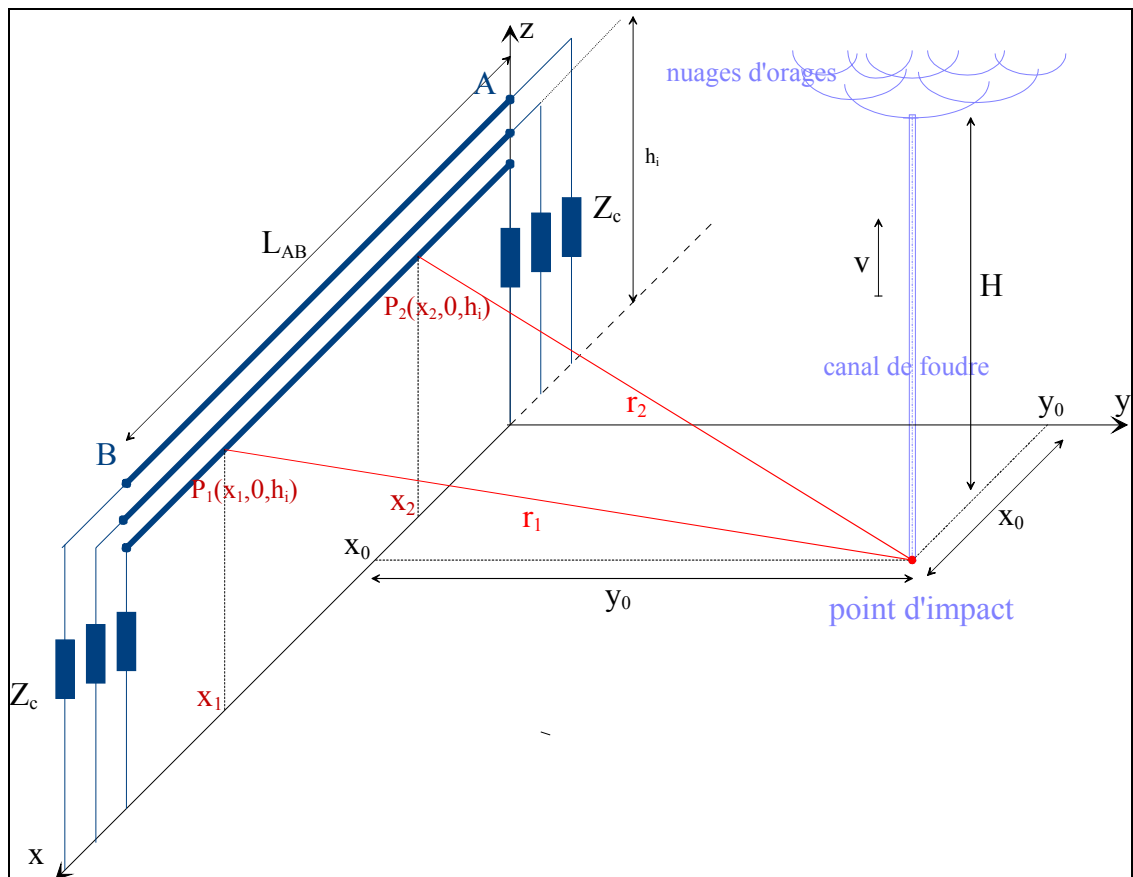


Figure 1 : Géométrie utilisée pour le calcul des surtensions induites par la foudre sur une ligne aérienne à plusieurs conducteurs.

4.3 Rappels théoriques

4.3.1 Introduction

Il existe différentes possibilités pour représenter le couplage entre une ligne et une onde de foudre et il convient de choisir l'approche la plus appropriée. Ahmed Zeddani a ainsi comparé la théorie des lignes et la théorie des antennes en calculant le courant induit le long d'une ligne longue horizontale illuminée par une IEMN située au-dessus d'un sol parfait en employant la théorie des lignes (modèle d'Agrawal), puis en employant la méthode des moments suivant l'hypothèse des fils minces [1].

Il en a conclu que la théorie des lignes permettait de calculer correctement les courants induits sur une ligne longue. Il a aussi montré que la théorie des lignes pouvait masquer des phénomènes de résonance du courant induit, quand la ligne est connectée à ses extrémités à des impédances faibles, mais qu'on pouvait s'affranchir de ce problème en modélisant correctement les conducteurs de descente aux extrémités de la ligne.

On peut trouver dans la littérature 3 types principaux de modèles permettant de représenter le couplage selon la théorie des lignes : le modèle de Rusk [18], le modèle de Chowdhury et Gross [19], le modèle de Agrawal [7] qui comporte plusieurs formulations complètement

équivalentes parmi lesquelles on retiendra la formulation de Taylor, Satterwhite et Harrison [21], et celle de Rachidi [2].

Toutefois des études ont montré que dans les équations de couplage des modèles de Rusk et de Chowdhury-Gross des termes sources sont omis qui conduisent à des résultats de calcul des surtensions induites très différents de ceux qu'on obtient avec le modèle d'Agrawal [20] qui peut être considéré comme le plus rigoureux dans le cadre de la théorie des lignes.

Pour cette raison, le modèle d'Agrawal a été employé dans notre étude.

4.3.2 Présentation du modèle d'Agrawal

Dans ce paragraphe les différentes variables électromagnétiques sont exprimées dans l'espace de Laplace.

Nous définissons :

- Le champ électromagnétique **incident** E^i , B^i : Champ tel qu'il serait dans le vide, c'est-à-dire, sans la structure filaire et sans le sol ;

- Le champ électromagnétique **réfléchi** E^r , B^r : Le résultat de la réflexion sur le sol du champ incident, en l'absence de la ligne ;

$$E^i + E^r = E^e \quad \text{et} \quad B^i + B^r = B^e$$

- Le champ électromagnétique **excitateur** E^e , B^e : la somme du champ incident et du champ réfléchi ;

- Le champ électromagnétique **diffraqué** (*scattered*, en anglais) E^s , B^s : la réaction des conducteurs au champ excitateur ;

$$E^e + E^s = E \quad \text{et} \quad B^e + B^s = B$$

- Le champ électromagnétique **total** E , B : La somme du champ excitateur et du champ diffracté ;

- p ; l'opérateur de Laplace ;

- $i(x,p)$, le courant total induit dans la ligne. Si la ligne est multifilaire $i(x,p)$ est un vecteur ;

- $u^e(x, p)$, la tension excitatrice. Si la ligne est multifilaire $u^e(x,p)$ est un vecteur ;

- $u^s(x, p)$, la tension diffractée ; c'est la tension qui est liée seulement au courant circulant dans la ligne. Si la ligne est multifilaire $u^s(x,p)$ est un vecteur ;

- $u(x, p)$, la tension totale induite dans la ligne. C'est la somme de la tension diffractée et la tension excitatrice. Si la ligne est multifilaire $u(x,p)$ est un vecteur ;

équ 1
$$u(x, p) = u^s(x, p) + u^e(x, p) = u^s(x, p) - \left[\int_0^{h_j} E_z^e(x, z, p) dz \right]$$

La figure suivante donne les différentes notations employées pour la ligne.

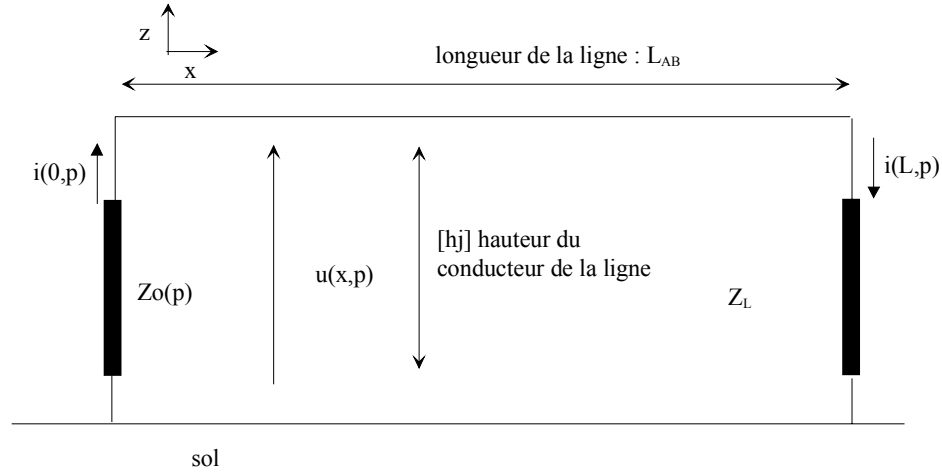


Figure 2: Représentation de la ligne avec les notations utilisées.

Les équations fréquentielles de couplage que nous avons employées dans ce travail de recherche sont celles du modèle d'Agrawal. Elles ont été développées par Agrawal, Price et Gurbaxani en 1980 et elles s'expriment en termes de tension diffractée $u^s(x, p)$ et de courant total $i(x, p)$ avec, comme terme source, le champ électrique exciteur tangentiel à la ligne. Elles ont été obtenues en intégrant les équations de Maxwell le long d'un contour qui prend en compte la conductivité finie du sol. (la démonstration des équations de couplage est présentée en annexe 1).

$$\text{équ 2} \quad \frac{\partial u^s(x, p)}{\partial x} + Z'(p) i(x, p) = [E_x^e(x, h_j, p)]$$

$$\text{équ 3} \quad \frac{\partial i(x, p)}{\partial x} + Y'(p) u^s(x, p) = 0$$

Les conditions aux terminaisons de la ligne sont données par:

$$\text{équ 4} \quad u^s(0, p) = -Z_0(p) i(0, p) + \left[\int_0^{h_j} E_z^e(0, z, p) dz \right]$$

$$\text{équ 5} \quad u^s(L, p) = +Z_L(p) i(L, p) + \left[\int_0^{h_j} E_z^e(L, z, p) dz \right]$$

avec Z_0 et Z_L les impédances aux extrémités de la ligne. Si la ligne est adaptée aux deux extrémités, alors $Z_0 = Z_L = Z_C$.

4.4 Modélisation du couplage par des sources équivalentes dans le cas d'une ligne multifilaire

4.4.1 Principe général du modèle

Le principe du modèle est le suivant :

L'effet de l'illumination par un champ externe est représenté par deux sources de courant équivalentes situées aux deux extrémités de la ligne. Ces deux sources de courant dépendent du champ électrique exciteur E^e et des caractéristiques de la ligne aérienne.

Elles ne dépendent pas des autres parties du système électrique. Pour cette raison, elles peuvent être évaluées avant le calcul du transitoire électromagnétique du système électrique total. Ce modèle est très adapté à un programme comme EMTP [22] car, comme nous le verrons, il est constitué de l'association de modèles existants et ne demande pas le développement complet d'un nouveau modèle de ligne. La difficulté de sa mise en œuvre tient dans la détermination des sources de courant équivalentes en fonction d'une part du champ excitateur et d'autre part des caractéristiques de la ligne.

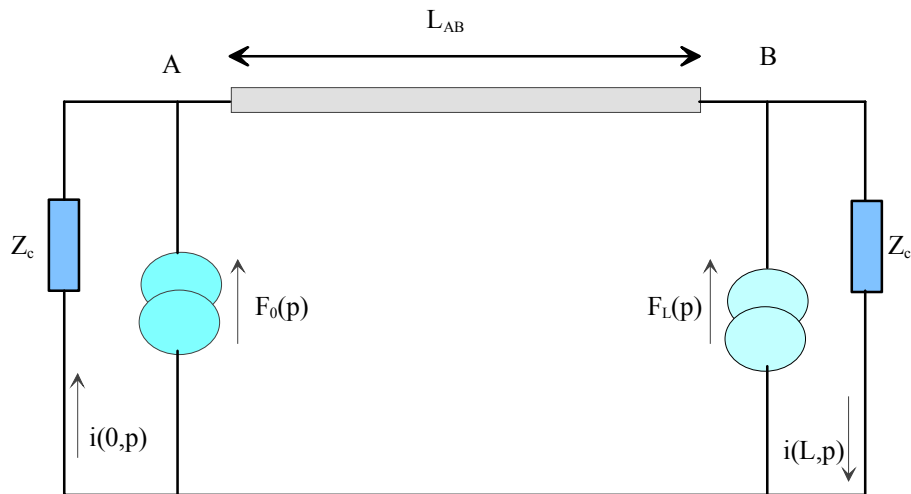


Figure 12 : Circuit électrique représentant le modèle de ligne perturbée présenté dans ce document. On a supposé ici que la ligne était fermée sur ses impédances caractéristiques, mais le modèle est général et s'applique quelque soit l'élément connecté à chacune des extrémités de la ligne illuminée.

Ce circuit est composé des éléments suivants :

- une ligne de transmission éventuellement à plusieurs conducteurs, de longueur L_{AB} .
- 2 sources de courant $F_0(p)$ et $F_L(p)$ (pour une ligne multifilaire, ces deux grandeurs sont des vecteurs).

Les sources $F_0(p)$ et $F_L(p)$ sont des sources de courant placées à l'extrémité des lignes illuminées. Elles doivent être définies à partir de la valeur du courant électrique aux extrémités de la ligne $I(0, p)$ et $I(L, p)$ quand la ligne est fermée sur son impédance caractéristique. Les deux paragraphes suivants expliquent respectivement comment ces deux courants peuvent se calculer de façon analytique et comment on détermine les 2 sources de courant $F_0(p)$ et $F_L(p)$, à partir de $I(0, p)$ et $I(L, p)$. On verra lors de l'établissement des expressions donnant $F_0(p)$ et $F_L(p)$ que le modèle est général et qu'il s'applique quelque que soient les circuits connectés à ses extrémités, mais qu'il ne peut pas permettre de prendre en compte l'effet couronne, comme pourraient le faire d'autres modèles basés par exemple sur la méthode FDTD [32]. En pratique cela n'introduit pas de réelle limitation d'application car le seuil de tension d'apparition d'effet couronne dépasse 150 kV ; il est donc largement supérieur à la tension de tenue à la foudre des lignes à basse tension (quelques dizaines de kilo volts). L'annexe 4 présente le calcul du seuil d'effet couronne pour des conducteurs nus en cuivre qu'on peut trouver sur le réseau à basse tension de EDF.

4.4.2 Calcul analytique du courant de foudre induit circulant sur une ligne multifilaire fermée sur son impédance caractéristique

Ce paragraphe montre comment le courant induit par un coup de foudre sur une ligne multifilaire fermée sur son impédance caractéristique se calcule de façon analytique.

4.4.2.1 Application de la théorie des modes pour transformer le problème des n conducteurs couplés en n conducteurs indépendants

On a vu précédemment que le couplage du champ dû à un coup de foudre à une ligne peut s'exprimer en terme de tension diffractée par les équations des télégraphistes dans lesquelles interviennent un terme source supplémentaire correspondant à la composante du champ électrique excitateur colinéaire à la ligne (cf équ 2 et équ 3). Les équations des télégraphistes exprimées dans le domaine de Laplace correspondent, dans le cas d'une ligne multifilaire, à un système d'équations aux dérivées partielles par rapport à l'abscisse le long de la ligne.

Dans ce paragraphe nous allons rappeler comment, par la technique de l'analyse modale appliquée par rapport à la variable x , abscisse le long de la ligne, on peut ramener le cas du traitement d'une ligne à plusieurs conducteurs à celui de plusieurs lignes à un seul conducteur, comme il est fait classiquement pour une ligne qui n'est pas illuminée par un champ excitateur [22].

Ainsi des équations équ 2 et équ 3, nous déduisons que :

$$\text{équ 6} \quad \frac{\partial^2 i}{\partial x^2}(x, p) - Y'(p) Z'(p) i(x, p) = -Y'(p) \left[E_x^e(x, h_j, p) \right]$$

Aux deux extrémités de la ligne nous avons, en employant les équations équ 3, équ 4 et équ 5 :

$$\text{équ 7} \quad \frac{\partial i(0, p)}{\partial x} = Y'(p) Z_{cph} i(0, p) - Y'(p) \left[\int_0^{h_j} E_z^e(0, z, p) dz \right]$$

$$\text{équ 8} \quad \frac{\partial i(L, p)}{\partial x} = -Y'(p) Z_{cph} i(L, p) - Y'(p) \left[\int_0^{h_j} E_z^e(L, z, p) dz \right]$$

T_v est la matrice qui rend diagonale la matrice $Z'Y'$ et T_i est la matrice qui rend diagonale la matrice $Y'Z'$. Nous avons alors :

$$\text{équ 9} \quad u^s = T_v U_{sm}$$

$$\text{équ 10} \quad i = T_i I_m$$

$$\text{équ 11} \quad [\gamma^2] = T_i^{-1} Y' Z' T_i$$

$$\text{équ 12} \quad [\gamma^2] = T_v^{-1} Z' Y' T_v$$

équ 13
$$Z_{cph} = T_v Z_c T_i^{-1}$$

De l'équation équ 6 nous déduisons que :

équ 14
$$T_i^{-1} \frac{\partial^2 i}{\partial x^2}(x, p) - T_i^{-1} Y'(p) Z'(p) T_i I_m = -T_i^{-1} Y'(p) \left[E_x^e(x, h_j, p) \right]$$

Ce qui est équivalent à :

équ 15
$$\frac{\partial^2 I_m}{\partial x^2} - [\gamma^2] I_m = -T_i^{-1} Y'(p) \left[E_x^e(x, h_j, p) \right]$$

Cette équation peut être traitée séparément pour chaque mode.

Les conditions aux limites deviennent :

équ 16
$$T_i^{-1} \frac{\partial i}{\partial x}(0, p) = T_i^{-1} Y'(p) Z_{cph} T_i I_m(0, p) - T_i^{-1} Y'(p) \left[\int_0^{h_j} E_z^e(0, z, p) dz \right]$$

nous savons que : $Z_{cph} = T_v Z_c T_i^{-1}$

En remplaçant dans l'équation équ 16 nous avons :

équ 17
$$\frac{\partial I_m}{\partial x}(0, p) = T_i^{-1} Y'(p) T_v Z_c I_m(0, p) - T_i^{-1} Y'(p) \left[\int_0^{h_j} E_z^e(0, z, p) dz \right]$$

et :

équ 18
$$\frac{\partial I_m}{\partial x}(L, p) = -T_i^{-1} Y'(p) T_v Z_c I_m(L, p) - T_i^{-1} Y'(p) \left[\int_0^{h_j} E_z^e(L, z, p) dz \right]$$

Wedepohl a démontré que $T_i^{-1} Y'(p) T_v$ est une matrice diagonale [22], par conséquent les équations des conditions aux limites équ 17 et équ 18 peuvent être traitées séparément pour chacun des modes.

Le calcul des surintensités induites sur une ligne multifilaire adaptée aux deux extrémités peut donc être traité en considérant chaque mode séparément, donc comme si la ligne était monophasée. C'est de cette manière que nous allons procéder dans le paragraphe suivant.

4.4.2.2 Calcul analytique du courant de foudre induit circulant sur un conducteur indépendant

Ce paragraphe explique comment se calcule, de façon analytique dans le domaine de Laplace, le courant de foudre induit circulant sur un conducteur indépendant [84], à partir de l'équation différentielle équ 15.

Mais avant de résoudre cette équation différentielle avec ses conditions aux limites données par équ 17 et équ 18, en traitant chaque mode séparément, il est nécessaire d'introduire quelques notations supplémentaires :

$$\text{équ 19} \quad [J_m(x)] = -T_i^{-1} Y'(p) [E_x^i(x, h_j, p)]$$

$[J_m(x)]$ est une fonction du champ horizontal E_x colinéaire à la ligne et chacune de ses composantes est homogène à une densité de courant.

$J_m(x)$ est l'élément du vecteur $[J_m(x)]$ correspondant au mode courant.

$$\text{équ 20} \quad [\gamma_{ext}] = T_i^{-1} Y'(p) T_v Z_c$$

γ_{ext} est l'élément de la matrice diagonale $[\gamma_{ext}]$ correspondant au mode courant.

$$\text{équ 21} \quad [J_{ext}(x)] = T_i^{-1} Y'(p) \left[\int_0^{h_j} E_z^e(x, z, p) dz \right]$$

$[J_{ext}(x)]$ est une fonction de la composante verticale E_z du champ exciteur, aux deux extrémités de la ligne, et il est également homogène à une densité de courant.

En employant ces nouvelles notations, les équations équ 15, équ 17 et équ 18 peuvent s'écrire de la façon suivante :

$$\text{équ 22} \quad \frac{\partial^2 I_m}{\partial x^2} - [\gamma^2] I_m = [J_m(x)]$$

$$\text{équ 23} \quad \frac{\partial I_m}{\partial x}(0, p) = [\gamma_{ext}] I_m(0, p) - [J_{ext}(0)]$$

$$\text{équ 24} \quad \frac{\partial I_m}{\partial x}(L, p) = -[\gamma_{ext}] I_m(L, p) - [J_{ext}(L)]$$

N.B : Pour le reste du paragraphe, γ , $I_m(x, p)$, $i(x, p)$, $J_m(x, p)$ et $J_{ext}(x, p)$ sont les éléments des vecteurs $[\gamma]$, $\mathbf{I}_m(x, p)$, $\mathbf{i}(x, p)$, $[\mathbf{J}_m(x, p)]$ et $[\mathbf{J}_{ext}(x, p)]$.

La solution générale, pour chaque mode, de l'équation équ 22 est de la forme :

$$\text{équ 25} \quad I_m(x) = e^{-\gamma x} A(x) + e^{\gamma x} B(x) + C e^{-\gamma x} + D e^{\gamma x}$$

Afin de déterminer les fonctions $A(x)$ et $B(x)$, la méthode de la variation de la constante est employée. Nous supposons ainsi que :

$$\text{équ 26} \quad A'(x) e^{-\gamma x} + B'(x) e^{\gamma x} = 0$$

Où $A'(x)$ et $B'(x)$ sont respectivement les dérivées par rapport à la variable x de $A(x)$ et $B(x)$.

En prenant en compte cette hypothèse et en remplaçant équation équ 25 dans équation équ 22, on aboutit à :

$$\text{équ 27} \quad -\gamma e^{-\gamma x} A'(x) + \gamma e^{\gamma x} B'(x) = J_m(x)$$

$A(x)$ et $B(x)$ sont ainsi les solutions du système d'équations suivant :

$$\begin{cases} A'(x)e^{-\gamma x} + B'(x)e^{\gamma x} = 0 \\ -\gamma e^{-\gamma x} A'(x) + \gamma e^{\gamma x} B'(x) = J_m(x) \end{cases}$$

$$\det = -2\gamma$$

Dont nous déduisons :

$$\text{équ 28} \quad A'(x) = -\frac{1}{2}\gamma^{-1}J_m(x)e^{\gamma x}$$

$$\text{équ 29} \quad B'(x) = \frac{1}{2}\gamma^{-1}J_m(x)e^{-\gamma x}$$

En intégrant, nous aboutissons à :

$$\text{équ 30} \quad A(x) = -\frac{1}{2}\int_0^x \gamma^{-1}J_m(x)e^{\gamma x} dx$$

$$\text{équ 31} \quad B(x) = \frac{1}{2}\int_0^x \gamma^{-1}J_m(x)e^{-\gamma x} dx$$

Les coefficients C et D sont calculés en employant les conditions aux limites, on obtient alors le système suivant :

$$\text{équ} \quad \text{32}$$

$$C(\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} + D e^{\gamma L} (\gamma_{ext} + \gamma) = -J_{ext}(L) - A(L)e^{-\gamma L}(\gamma_{ext} - \gamma) - B(L)e^{\gamma L}(\gamma_{ext} + \gamma)$$

$$\text{équ 33} \quad C(\gamma + \gamma_{ext}) + (\gamma_{ext} - \gamma)D = J_{ext}(0)$$

Le déterminant du système est égal à :

$$\text{équ 34} \quad \det = (\gamma_{ext} - \gamma)^2 e^{-\gamma L} - (\gamma_{ext} + \gamma)^2 e^{\gamma L}$$

$$\text{équ 35} \quad \det = \left((\gamma_{ext} - \gamma)e^{\frac{-\gamma L}{2}} + (\gamma_{ext} + \gamma)e^{\frac{\gamma L}{2}} \right) \left((\gamma_{ext} - \gamma)e^{\frac{-\gamma L}{2}} - (\gamma_{ext} + \gamma)e^{\frac{\gamma L}{2}} \right)$$

$$\text{équ 36} \quad \det = \left(2\gamma_{ext}ch \frac{\gamma L}{2} + 2\gamma sh \frac{\gamma L}{2} \right) \left(-2\gamma_{ext}sh \frac{\gamma L}{2} - 2\gamma ch \frac{\gamma L}{2} \right)$$

$$\text{équ 37} \quad \det = -4 \left(\gamma_{ext}ch \frac{\gamma L}{2} + \gamma sh \frac{\gamma L}{2} \right) \left(\gamma_{ext}sh \frac{\gamma L}{2} + \gamma ch \frac{\gamma L}{2} \right)$$

Le calcul de $J(L)$ (second membre de l'équation équ 32) est le suivant :

$$\text{équ 38} \quad J(L) = -J_{ext}(L) - A(L)e^{-\gamma L}(\gamma_{ext} - \gamma) - B(L)(\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L}$$

$$\text{éq. 39} \quad J(L) = -J_{ext}(L) - A(L)e^{-\gamma L}(\gamma_{ext} - \gamma) - B(L)(\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L}$$

$$\text{éq. 40} \quad J(L) = -J_{ext}(L) + \gamma_{ext}(-A(L)e^{-\gamma L} - B(L)e^{\gamma L}) + \gamma(A(L)e^{-\gamma L} - B(L)e^{\gamma L})$$

$$\text{éq. 41} \quad J(L) = -J_{ext}(L) + \gamma_{ext} \left(\frac{1}{2} \int_0^L \gamma^{-1} J_m(z) e^{\gamma(z-L)} dz - \frac{1}{2} \int_0^L \gamma^{-1} J_m(z) e^{-\gamma(z-L)} dz \right) \\ + \gamma \left(-\frac{1}{2} \int_0^L \gamma^{-1} J_m(z) e^{\gamma(z-L)} dz - \frac{1}{2} \int_0^L \gamma^{-1} J_m(z) e^{-\gamma(z-L)} dz \right)$$

$$\text{éq. 42} \quad J(L) = -J_{ext}(L) + \gamma_{ext} \int_0^L J_m(z) sh\gamma(z-L) dz - \int_0^L J_m(z) ch\gamma(z-L) dz$$

Les expressions de C et D peuvent être déduites de $J(L)$.

$$\text{éq. 43} \quad C = \frac{1}{\det} (J(L)(\gamma_{ext} - \gamma) - J_{ext}(0)(\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L})$$

$$\text{éq. 44} \quad D = -\frac{1}{\det} (J(L)(\gamma_{ext} + \gamma) - e^{-\gamma L}(\gamma_{ext} - \gamma)J_{ext}(0))$$

Expressions simplifiées des surintensités aux extrémités de la ligne

Les courants aux extrémités de la ligne pour le mode m sont les suivants :

$$\text{éq. 45} \quad I_m(0) = C + D$$

$$\text{éq. 46} \quad I_m(L) = A(L)e^{-\gamma L} + B(L)e^{\gamma L} + Ce^{-\gamma L} + De^{\gamma L}$$

Des équations éq. 43, éq. 44 et éq. 45 on peut déduire que :

$$\text{éq. 47} \quad I_m(0) = \frac{1}{\det} \left\{ -2J(L)\gamma - J_{ext}(0) \left((\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L} - (\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} \right) \right\}$$

$$\text{éq. 48} \quad \boxed{I_m(0) = \frac{1}{\det} \left\{ 2J_{ext}(L)\gamma - J_{ext}(0) \left((\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L} - (\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} \right) + 2\gamma \left(A(L)e^{-\gamma L}(\gamma_{ext} - \gamma) + B(L)e^{\gamma L}(\gamma_{ext} + \gamma) \right) \right\}}$$

qui peut aussi s'écrire sous la forme :

$$\text{éq. 49} \quad I_m(0) = I_{mEz}(0) + I_{mEr}(0)$$

avec

$$\text{éq. 50} \quad I_{mEz}(0) = \frac{1}{\det} \left\{ 2J_{ext}(L)\gamma - J_{ext}(0) \left((\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L} - (\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} \right) \right\}$$

le courant dû à la contribution du champ vertical E_z ,

et,

$$\text{éq. 51} \quad I_{mEr}(0) = \frac{2\gamma}{\det} \left\{ A(L)(\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} + B(L)(\gamma_{ext} + \gamma)e^{+\gamma L} \right\}$$

$$\text{éq. 52 } I_{mEr}(0) = \frac{1}{\det} \left\{ \int_0^L (J_m(x)(e^{\gamma(L-x)}(\gamma_{ext} + \gamma) - e^{-\gamma(L-x)}(\gamma_{ext} - \gamma)) dx \right\}$$

le courant dû à la contribution du champ horizontal E_x .

⇒ Des équations éq. 30, éq. 31, éq. 43, éq. 44 et éq. 46 on peut déduire que :

Equ 53

$$\text{éq. 54 } I_m(L) = \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{\det} \left\{ \left((\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L} - (\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} \right) J_{ext}(L) - 2J_{ext}(0)\gamma \right\} + \\ e^{-\gamma L} A(L) + e^{\gamma L} B(L) + \\ \frac{(\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L} - (\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L}}{\det} \left\{ A(L)e^{-\gamma L}(\gamma_{ext} - \gamma) + B(L)e^{\gamma L}(\gamma_{ext} + \gamma) \right\} \end{array} \right\}$$

qui peut s'écrire sous la forme :

$$\text{éq. 55 } I_m(L) = I_{mEz}(L) + I_{mEr}(L)$$

avec

$$\text{éq. 56 } I_{mEz}(L) = \frac{1}{\det} \left\{ \left((\gamma_{ext} + \gamma)e^{\gamma L} - (\gamma_{ext} - \gamma)e^{-\gamma L} \right) J_{ext}(L) - 2J_{ext}(0)\gamma \right\}$$

le courant dû à la contribution champ vertical E_z ,

et

$$\text{éq. 57 } I_{mEr}(L) = -\frac{2\gamma}{\det} \left\{ A(L)(\gamma_{ext} + \gamma) + B(L)(\gamma_{ext} - \gamma) \right\}$$

$$\text{éq. 58 } I_{mEr}(L) = \frac{1}{\det} \left\{ \int_0^L J_m(x) \left(e^{\gamma x}(\gamma_{ext} + \gamma) - e^{-\gamma x}(\gamma_{ext} - \gamma) \right) dx \right\}$$

le courant dû à la contribution du champ horizontal E_x .

4.4.3 Justification théorique de la représentation du modèle et calcul des sources

Dans ce paragraphe, nous allons donner une justification théorique du principe de notre modèle. Nous allons également établir l'expression des sources de courant employées dans celui-ci.

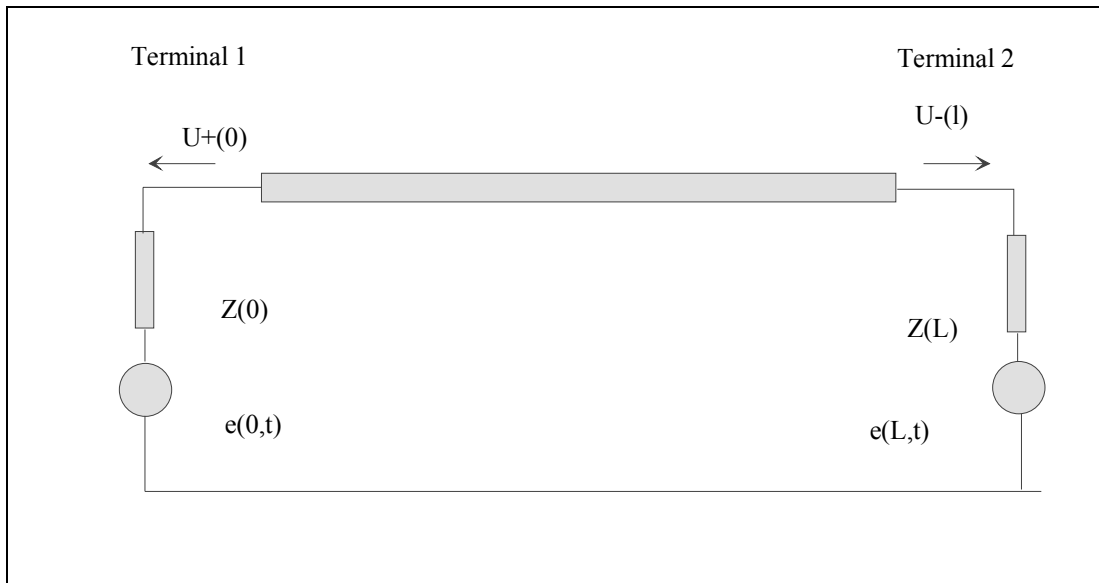


Figure 13 : Représentation d'un mode de propagation de la ligne. Chacune des extrémités est supposée connectée à un « équivalent de Thévenin », représentant le reste du circuit.

Les notations utilisées dans ce paragraphe sont les suivantes :

- Z(0) Impédance de l'équivalent de Thévenin à l'extrémité 1 ;
- Z(L) Impédance de l'équivalent de Thévenin à l'extrémité 2 ;
- R1 Coefficient de réflexion à l'extrémité 1, dans le domaine temporel ;
- R2 Coefficient de réflexion à l'extrémité 2, dans le domaine temporel ;
- $U^+(x)$ Onde positive de tension due au champ incident, qui existerait si une ligne infinie de même caractéristique que celle qui est considérée ici, était connectée à l'extrémité 2 ;
- $U^-(x)$ Onde négative de tension due au champ incident, qui existerait si une ligne infinie de même caractéristique que celle qui est considérée ici, était connectée à l'extrémité 1.

L'effet de la propagation peut se représenter à l'aide de la fonction de propagation de la ligne qui se décompose en deux termes :

équ 59
$$e^{-\gamma l} = a(s)e^{-\tau s}$$

Le premier terme représente la déformation de l'onde due à la propagation, et le second terme le temps qui est nécessaire pour que l'onde parcourt la ligne.

La tension totale à l'extrémité 1 de la ligne peut s'exprimer par l'expression suivante :

équ 60

$$\begin{aligned}
 u(0,s) = & U^+(0) + U^+(0)R_1(p) + U^+(0) R_2(p)R_1(p)a^2(p)e^{-2\tau s} + \dots + U^+(0) R_2^j R_1^{j-1} a^{2j}(p) e^{-2j\tau s} \\
 & + U^+(0) R_2^j R_1^j a^{2j}(p) e^{-2j\tau s} + \dots \\
 & + U^-(l) a(p) R_2(p) e^{-\tau s} + U^-(l) a(p) R_1(p) R_2(p) e^{-\tau s} + \dots + U^-(l) a^{2i+1} R_1^i R_2^i e^{-(2i+1)\tau} \\
 & + U^-(l) a^{2i+1} R_1^{i+1} R_2^{i+1} e^{-(2i+1)\tau}
 \end{aligned}$$

Une expression similaire existe pour l'extrémité 2. Quand la ligne est fermée sur son impédance caractéristique aux deux extrémités, ces expressions peuvent se simplifier de la façon suivante :

$$\text{équ 61} \quad u(0, p) = U^+(0) \quad \text{et}$$

$$\text{équ 62} \quad u(p, l) = U^-(l)$$

Afin de représenter l'illumination de la ligne par le champ extérieur, les deux sources de courant $F_0(p)$ et $F_l(p)$ de Figure 12 doivent respecter les conditions suivantes :

$$\text{équ 63} \quad z_c F_0(p) + z_c a(p) e^{-\alpha} F_l(p) = 2U^+(0)$$

$$\text{équ 64} \quad z_c F_l(p) + z_c a(p) e^{-\alpha} F_0(p) = 2U^-(l)$$

Qui conduisent aux expressions ci-après pour $F_0(p)$ et $F_l(p)$:

$$\text{équ 65} \quad F_0(p) = 2U^+(0) / z_c - 2a(p) e^{-\alpha} U^-(l) / z_c + a^2 e^{-2\alpha} F_l(p)$$

$$\text{équ 66} \quad F_l(p) = 2U^-(l) / z_c - 2a(p) e^{-\alpha} U^+(0) / z_c + a^2 e^{-2\alpha} F_0(p)$$

Quand les conditions données par les équations équ 63 et équ 64 sont remplies, les sources F_0 et F_l génèrent les ondes U^+ et U^- et la tension à l'extrémité 1 de la ligne est donnée par équation équ 60. Pour l'extrémité 2 une expression similaire existe. Cela prouve l'exactitude du principe du modèle présenté ici.

4.4.4 Application au cas du couplage avec une ligne de télécommunication munie d'un écran

4.4.4.1 Les deux mises en œuvre envisageables

De nombreux câbles de télécommunication sont munis d'un écran afin de protéger les conducteurs internes contre les champs incidents perturbateurs. Deux méthodes sont envisageables pour évaluer les surtensions de foudre apparaissant sur les conducteurs internes horizontaux et sur les écrans [84]:

- 1^{ère} méthode – les écrans et les conducteurs internes sont considérés simultanément et la méthode décrite pour des conducteurs nus est appliquée directement, en supposant que les conducteurs internes et l'écran sont illuminés par le champ incident (voir la démonstration en annexe 2). L'écran est donc traité comme un conducteur supplémentaire. Les surtensions sont calculées en considérant la terre lointaine comme référence de potentiel.
- 2^{ème} méthode - Le problème externe et le problème interne sont traités séparément. Les sur-courants sont tout d'abord calculés le long des écrans en appliquant la méthode présentée précédemment, puis un champ électrique horizontal équivalent est calculé à l'intérieur de l'écran en employant la notion d'impédance de transfert.

$$\text{équ 67} \quad E_{int}(x, f) = Z_{ic}(f) I_{ex}(x, f)$$

où :

- I_{ex} est le courant circulant le long de la surface externe de l'écran ;
- $Z_{ic}(f)$ est la matrice colonne dont chaque élément représente l'impédance de transfert associée à un conducteur interne. Cette impédance de transfert traduit la pénétration de la composante horizontale du champ électrique à travers le blindage (effet de diffusion) et la diffraction du champ magnétique par les éventuelles ouvertures dans le blindage. Cette impédance caractérise l'efficacité du blindage vis-à-vis du courant perturbateur [84].

Le problème interne est résolu en considérant l'écran comme la référence de potentiel. Ainsi, pour chaque câble, le système suivant est considéré :

$$\text{équ 68} \quad \begin{aligned} \frac{dv}{dx} + zi &= Z_{ic} I_{ex} \\ \frac{di}{dx} + yv &= 0 \end{aligned}$$

z et y sont les matrices des paramètres linéiques des conducteurs internes, en considérant l'écran comme la référence pour le potentiel.

On notera qu'il est possible d'appliquer un raisonnement identique pour les conducteurs de descente, mais en considérant cette fois le champ électrique incident vertical.

4.4.4.2 Les données nécessaires au calcul

La matrice d'admittance shunt et la matrice d'impédance série des câbles de télécommunication sont généralement mesurés en employant l'écran comme référence de potentiel. Pour cette raison, si la première méthode est employée, il est nécessaire de déduire de ces mesures les matrices d'admittances et d'impédances linéiques en considérant la terre lointaine comme référence de potentiel. C'est ce que nous présentons dans ce paragraphe.

Ainsi, si les notations suivantes sont employées :

- z_{ii} , impédance de transfert du conducteur interne i ;
- z_{ij} , impédance de transfert du conducteur interne j ;
- Z_{gg} ; impédance par rapport à la terre lointaine de l'écran ;
- z_{ii} ; l'impédance propre du conducteur interne i , l'écran étant pris comme référence ;
- z_{ij} ; l'impédance mutuelle entre les conducteurs i et j , l'écran étant pris comme référence ;
- Z_{ii} ; l'impédance propre du conducteur interne i , la terre étant prise comme référence ;
- Z_{ij} ; l'impédance mutuelle entre les conducteurs internes i et j , la terre lointaine étant prise comme référence ;
- y_{ij} ; l'admittance mutuelle des conducteurs i et j , l'écran étant pris comme référence ;
- y_{is} ; l'admittance entre le conducteur i et l'écran ;

- y_{ss} ; l'admittance entre l'écran et la terre lointaine ;
- Y_{xy} ; l'admittance entre deux éléments, la terre lointaine étant prise comme référence du potentiel ;
- N ; nombre de conducteurs à l'intérieur de l'écran.

Les relations ci-après permettent de calculer la matrice d'impédance linéique Z :

équ 69

$$\begin{aligned} Z_{ii} &= z_{ii} + z_{gg} - 2z_{ti} \\ Z_{ij} &= z_{ij} + z_{gg} - z_{ti} - z_{tj} \\ Z_{ig} &= Z_{gg} - z_{ti} \\ Z_{gg} &= z_{gg} \end{aligned}$$

La matrice d'admittance linéique Y se déduit de la matrice d'admittance linéique y , en employant les équations suivantes :

équ 70

$$\begin{aligned} Y_{ii} &= y_{ii} \\ Y_{ij} &= y_{ij} \\ Y_{is} &= -\sum_{k=1}^N y_{ki} \\ Y_{ss} &= y_{ss} + \sum_{j=1}^N \sum_{k=1}^N y_{jk} \end{aligned}$$

La démonstration des équations équ 69 et équ 70 est donnée en annexe 3.

5 Validation du modèle de couplage

Nous présentons dans ce paragraphe des comparaisons que nous avons réalisées entre des résultats de calculs des surtensions induites par un coup de foudre sur un ouvrage aérien, obtenus en appliquant le modèle de couplage par sources équivalentes présenté en § 4, et des résultats issus de la littérature. Nous comparons ainsi, sur différentes configurations, les résultats fournis par notre modèle à ceux obtenus par A. Zeddami en appliquant une méthode entièrement fréquentielle [1], puis à ceux obtenus en appliquant la méthode FDTD (Finite Difference Time Domain), dans le cas d'une ligne à plusieurs conducteurs [3]. L'annexe 4 rappelle des généralités sur cette dernière méthode.

5.1 Comparaison à un modèle fonctionnant en fréquentiel

A. Zeddami a présenté dans [1] différents calculs de surtensions induites par un coup de foudre sur un conducteur horizontal placé au dessus d'un sol de conductivité finie. Ces calculs ont été réalisés en employant une méthode fréquentielle (une transformée de Fourier inverse est employée pour déterminer les surtensions dans le domaine temporel) et en utilisant le modèle TL pour représenter l'écoulement du courant de foudre le long du canal (cf §3.1). Il a été supposé par ailleurs que le courant de foudre à la base du canal avait une forme bi-exponentielle :

équ 71

$$i_b(0, t) = I_0(e^{-\alpha t} - e^{-\beta t})$$

La ligne est supposée se trouver le long de l'axe des abscisses, elle commence au point d'abscisse 0.

5.1.1 Etude d'une ligne adaptée à ses deux extrémités, $Z_c = 467 \Omega$.

Les paramètres électriques du sol sont les suivants :

- conductivité électrique : $\sigma_l = 0.01 [\Omega^{-1} \cdot m^{-1}]$;
- permittivité relative : $\epsilon_r = 10$.

Les paramètres électriques de la ligne sont :

- $R' = G' = 0$, $L' = 1.5567e-6 [H/m]$, $C' = 7.1378e-12 [F/m]$.

a- Cas 1

- Les paramètres du courant de foudre à la base du canal sont les suivants (cf équ 71) :

$$I_0 = 10 [kA], \alpha = 3e4 [1/s], \beta = 1e7 [1/s],$$

- La ligne est longue de 1 km, elle est située à une hauteur de 6 m au-dessus du sol,

- Les coordonnées du point d'impact sont : $x_0=500 m$ et $y_0=1000 m$.

- Résultats de [1] sont donnés à la figure suivante.

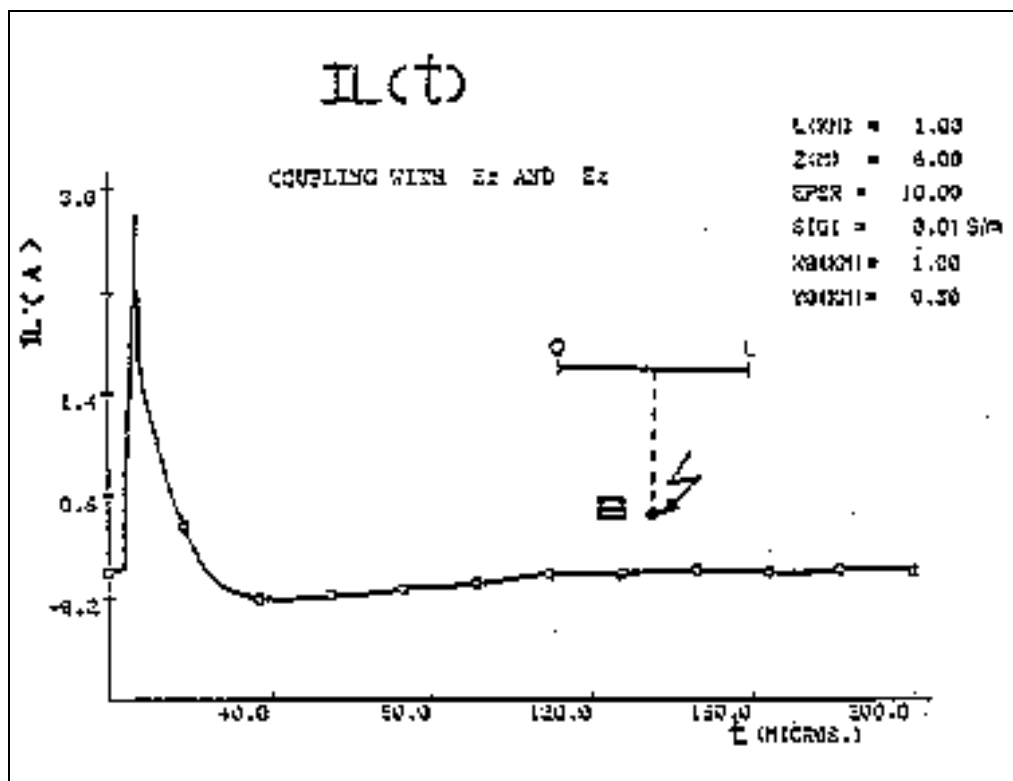


Figure 14 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne adaptée de longueur 1000 m et de hauteur 6m, pour un coup de foudre de valeur crête 10 kA dont le point d'impact est situé en (500,1000). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par une méthode fréquentielle

- Les résultats du modèle de couplage par sources équivalentes sont présentés à la figure ci-après.

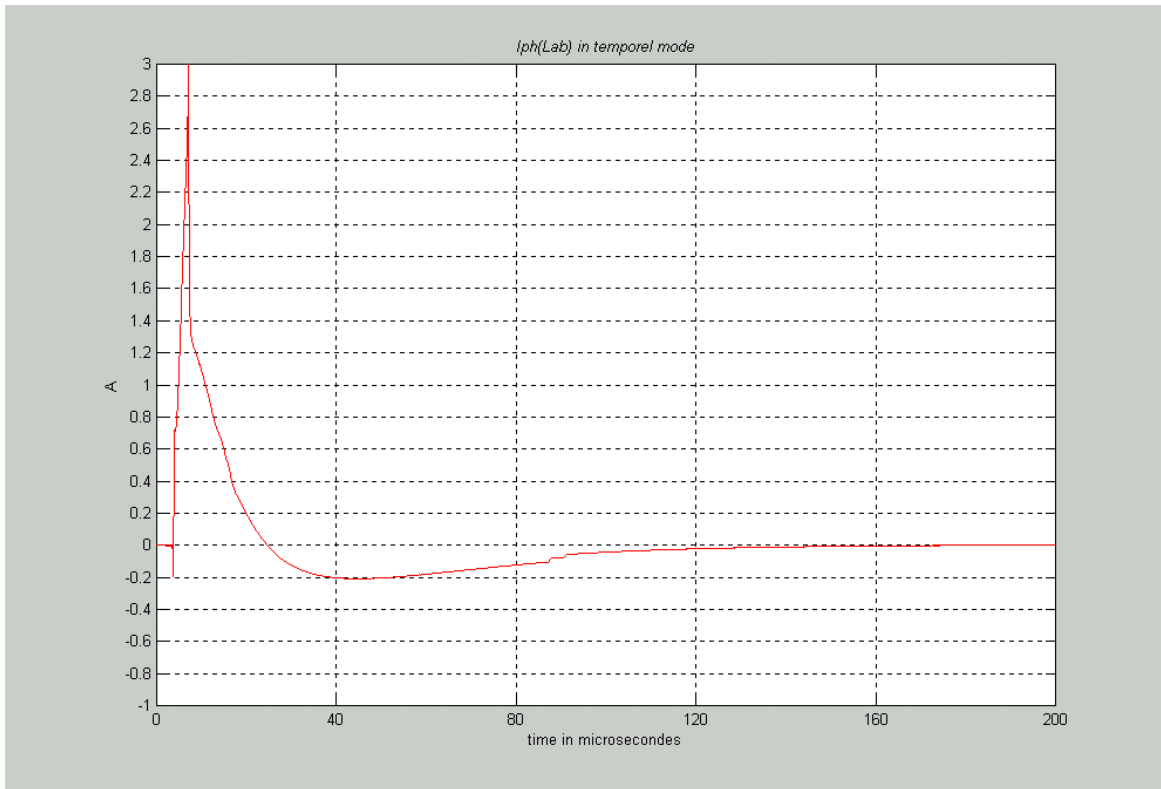


Figure 15 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L, dans le cas d'une ligne adaptée de longueur 1000 m et de hauteur 6m, pour un coup de foudre de valeur crête 10 kA dont le point d'impact est situé en (500,1000). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par la méthode des sources équivalentes.

b- Cas 2

- Les paramètres du courant de foudre sont les suivants (cf équ 71) :

$$I_0 = 15 [kA], \alpha = 3e4 [1/s], \beta = 1e7 [1/s],$$

- La ligne est longue de 200 m, elle est située à une hauteur de 6 m au-dessus du sol,

- Les coordonnées du point d'impact sont $x_0=400 m$ et $y_0=0$.

- Les Résultats de [1] sont les suivants :

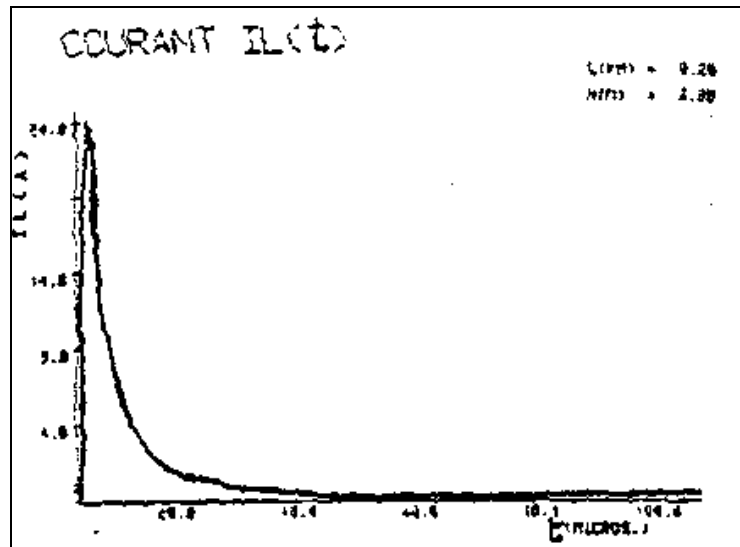


Figure 16 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne adaptée de longueur 200 m et de hauteur 6m, pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (400,0). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par une méthode fréquentielle.

- Les résultats du modèle de couplage par sources équivalentes sont présentés à la figure suivante.

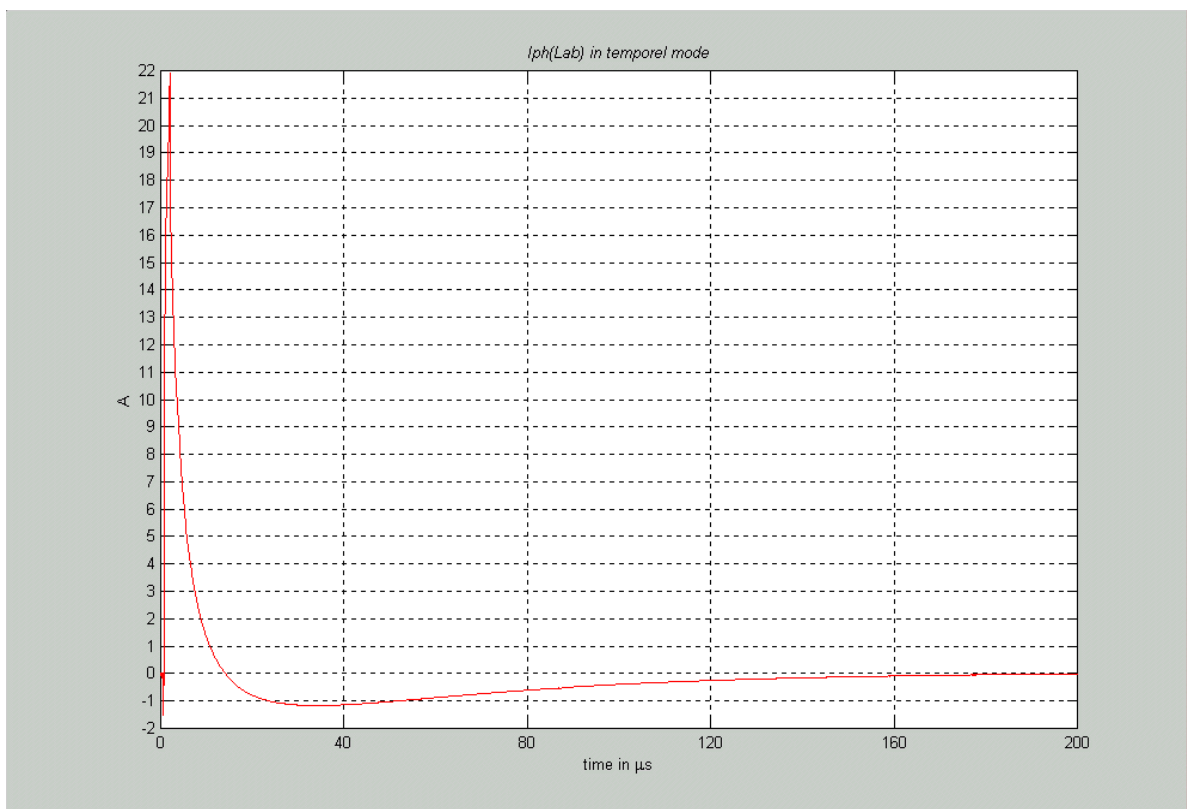


Figure 17 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne adaptée de longueur 200 m et de hauteur 6m, pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (400,0). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par la méthode des sources équivalentes.

c- Cas 3

- Les paramètres du courant de foudre sont les suivants :

$$I_0 = 15 [kA], \alpha = 3e4 [1/s], \beta = 1e7 [1/s],$$

- La ligne est longue de 200 m, elle est située à une hauteur de 6 m au-dessus du sol,
- Les coordonnées du point d'impact sont : $x_0 = -200$ m et $y_0 = 0$.
- Les résultats de [1] sont donnés à la figure suivante.

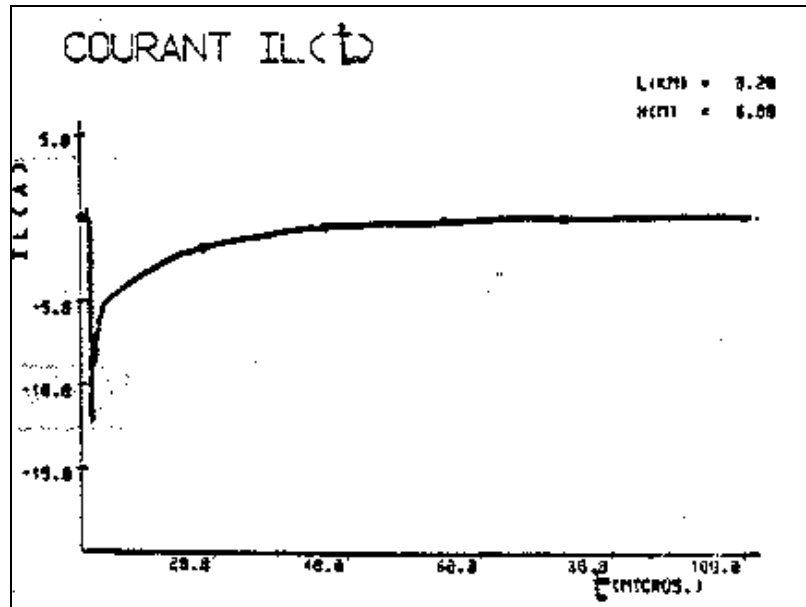


Figure 18 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne adaptée de longueur 200 m et de hauteur 6m, pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (-200,0). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par une méthode fréquentielle.

- Les résultats du modèle de couplage par sources équivalentes sont présentés à la figure ci-après.

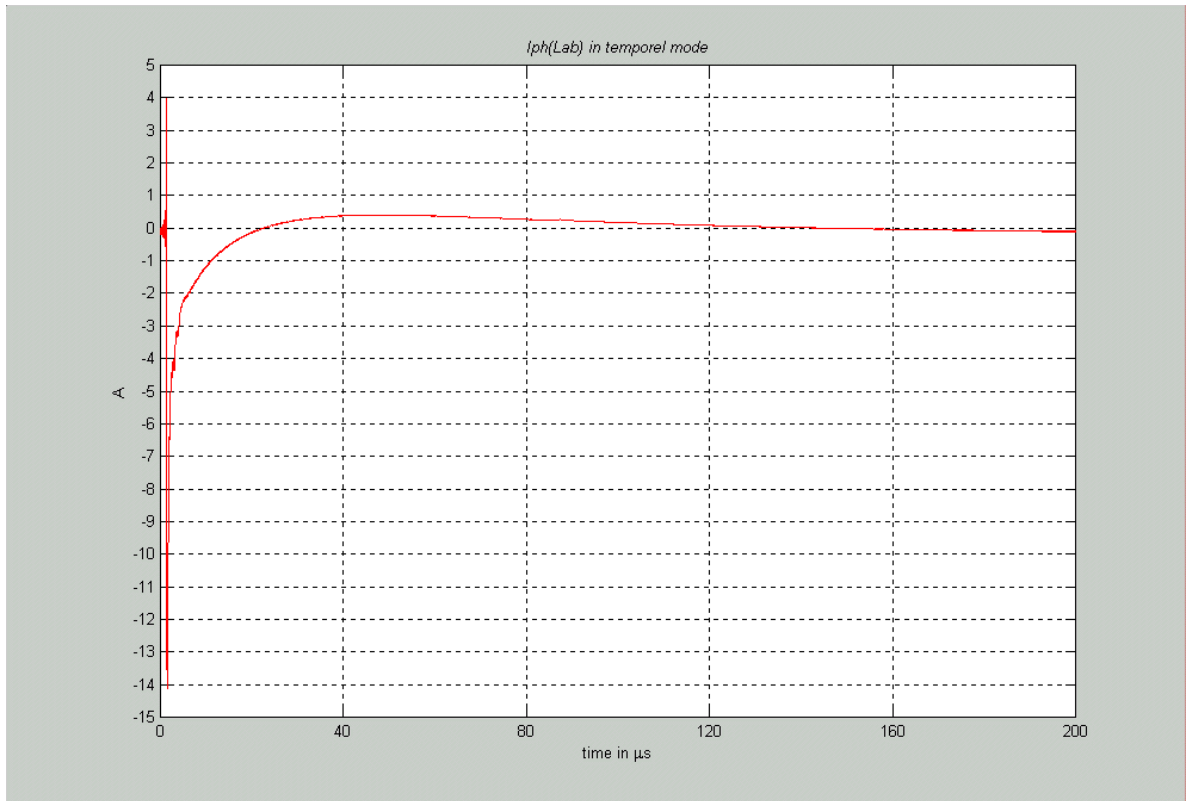


Figure 19 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne adaptée de longueur 200 m et de hauteur 6m, pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (-200,0). La surtension est calculée par la méthode des sources équivalentes.

5.1.2 Etude d'une ligne non adaptée, $Z_c = 1 \Omega$.

La ligne est chargée à ses deux extrémités par une résistance de valeur 1 Ω .

Les paramètres électriques du sol sont les suivants :

- conductivité électrique : $\sigma_l = 0.01 [\Omega^{-1} \cdot m^{-1}]$,
- permittivité relative : $\epsilon_r = 10$.

Les paramètres électriques de la ligne sont :

- $R' = 0.1 [\Omega/m]$, $G' = 0$, $L' = 1.5567e-6 [H/m]$, $C' = 7.1378e-12 [F/m]$.

a- Cas 1

- Les paramètres du courant de foudre à la base du canal sont :

$$I_0 = 15 [kA], \alpha = 3e4 [1/s], \beta = 1e7 [1/s],$$

- La ligne est longue de 200 m et est située à 6 m au-dessus du sol,
- Les coordonnées du point d'impact sont : $x_0 = 1200 m$ et $y_0 = 0$.

- Les résultats de [1] sont présentés à la figure suivante.

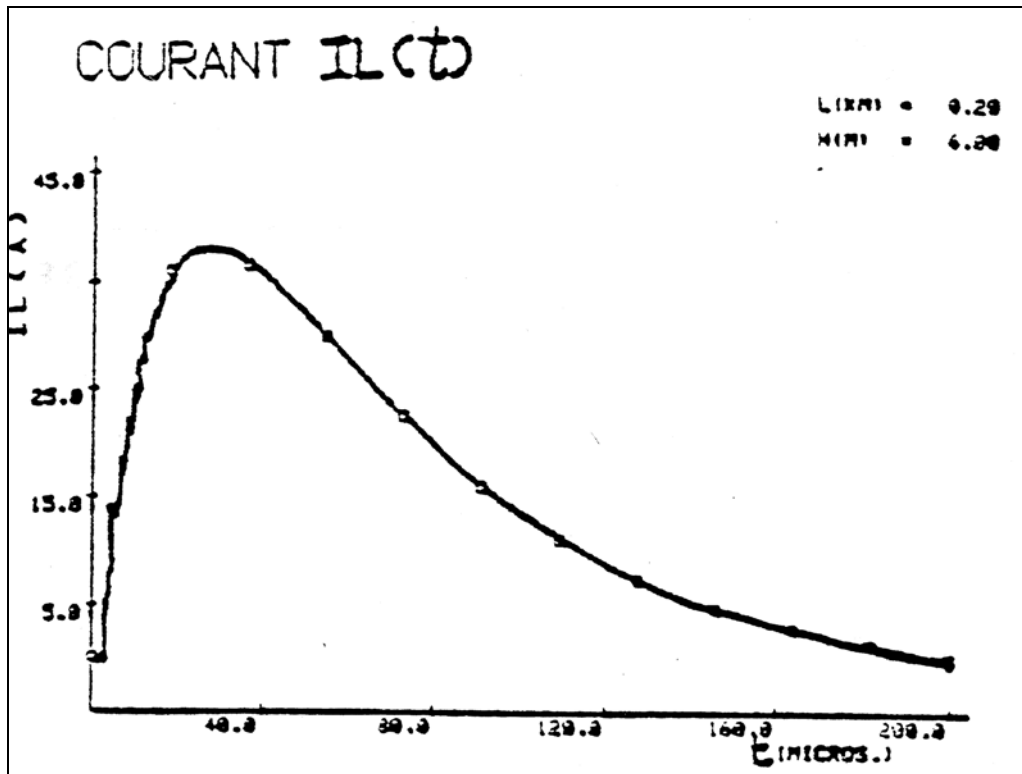


Figure 20 : : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne de longueur 200 m et de hauteur 6m terminée par une impédance de 1Ω , pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (1200,0). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par une méthode fréquentielle.

- Résultat du modèle de couplage par sources équivalentes

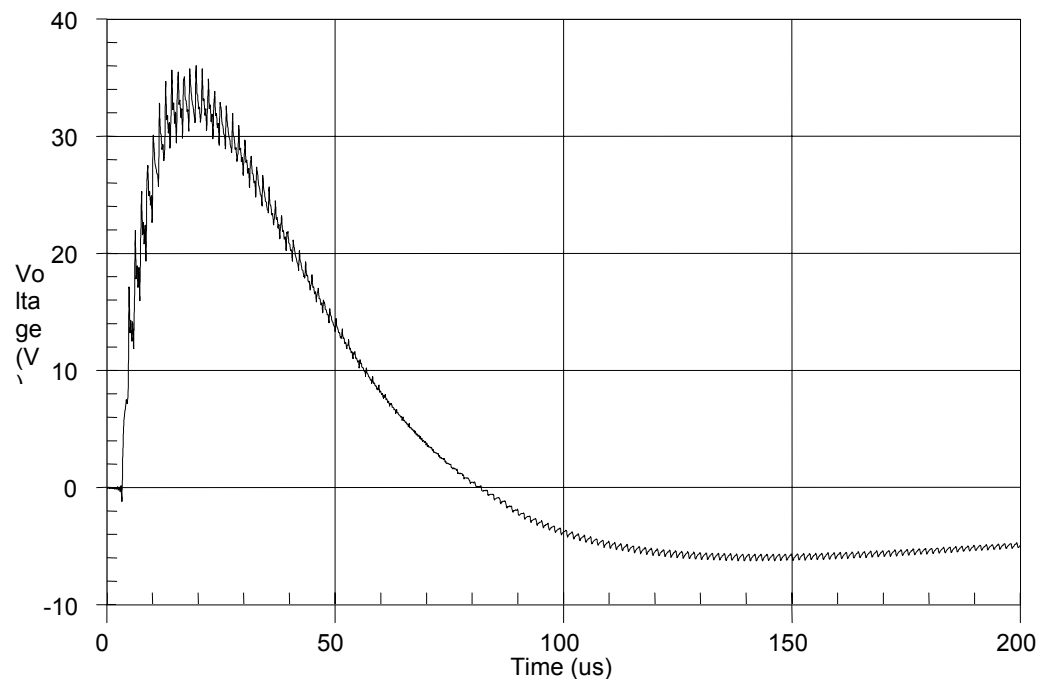


Figure 21 : Surtension de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne de longueur 200 m et de hauteur 6m terminée par une impédance de 1Ω , pour un coup de foudre de valeur crête 15

kA dont le point d'impact est situé en (1200,0). La surtension est calculée par la méthode des sources équivalentes.

b- Cas 2

- Les paramètres du courant de foudre sont :

$$I_0 = 15 \text{ [kA]}, \alpha = 3e4 \text{ [1/s]}, \beta = 1e7 \text{ [1/s]},$$

- La ligne est longue de 2 km, elle est située à 6 m au-dessus du sol,

- Les coordonnées du point d'impact sont : $x_0=1000$ et $y_0=1000$.

- Résultats de [1]

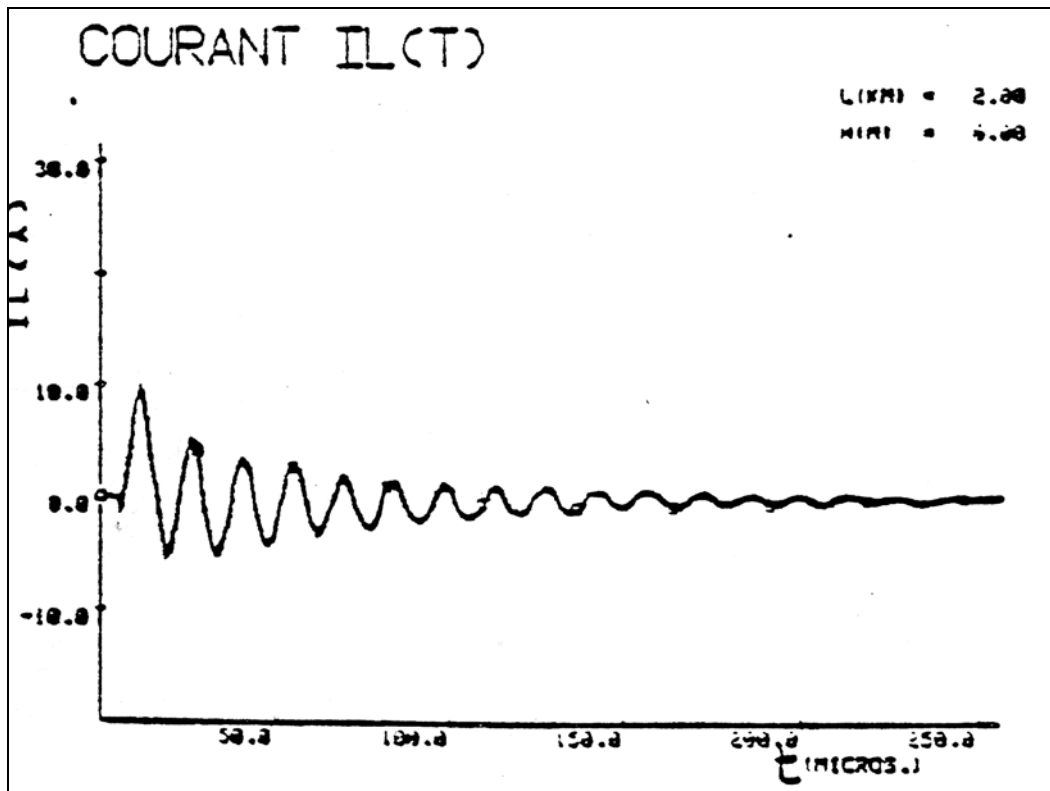


Figure 22 : Surcourant de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L, dans le cas d'une ligne de longueur 2 km et de hauteur 6m terminée par une impédance de 1Ω , pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (1000,1000). La courbe est extraite de [1]. La surtension est calculée par une méthode fréquentielle.

- Résultat du couplage par sources équivalentes

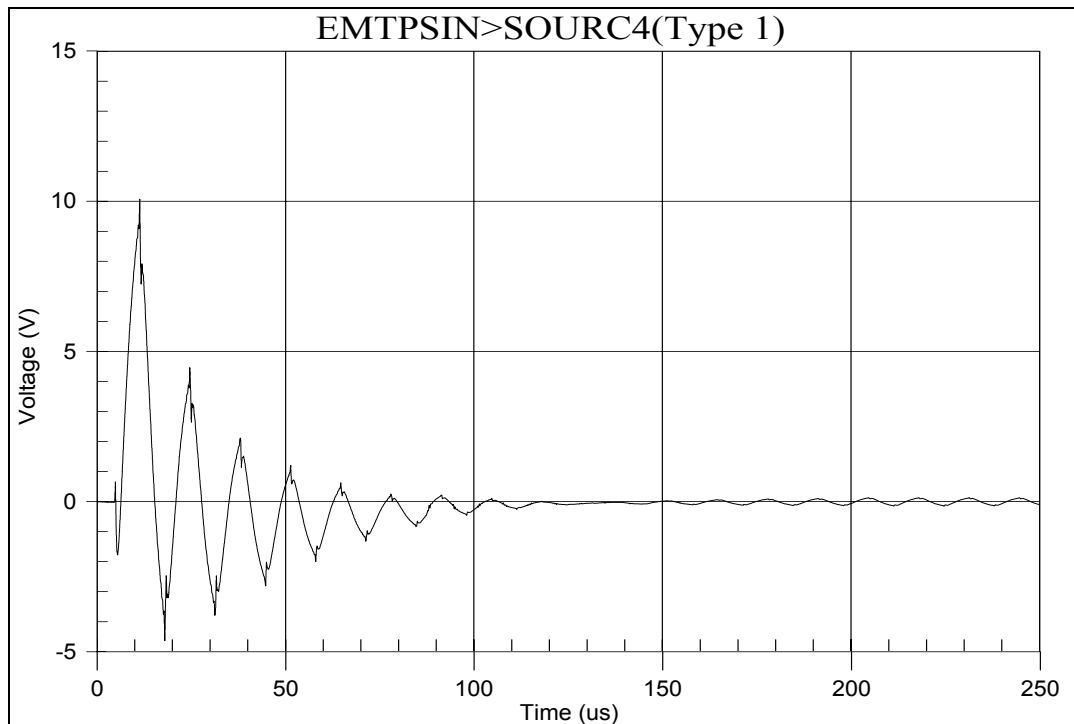


Figure 23 : Surtension de foudre à l'extrémité de la ligne d'abscisse L dans le cas d'une ligne de longueur 2 km et de hauteur 6m, terminée par une impédance de 1Ω , pour un coup de foudre de valeur crête 15 kA dont le point d'impact est situé en (1000,1000). La surtension est calculée par la méthode des sources équivalentes.

5.1.3 Conclusions sur les différentes comparaisons

On constate que la méthode de couplage par des sources équivalentes fonctionnant en temporel donne des résultats proches de ceux qu'on obtient en appliquant la méthode fréquentielle directe [1]. Les légères différences constatées entre les résultats trouvés avec notre modèle et ceux présentés dans [1] ont très certainement pour origine des différences dans la modélisation de la ligne et dans la discrétisation du problème.

Les comparaisons avec [1] ne permettent toutefois pas de conclure complètement quant à la validité de notre modèle de couplage du point de vue numérique car elle ne porte que sur la simulation du couplage avec une ligne d'un seul conducteur. Pour cela il a été décidé de poursuivre dans le paragraphe suivant la validation en comparant les résultats du modèle de couplage par sources équivalentes à des résultats de référence, pour des configurations de ligne à plusieurs conducteurs.

5.2 Comparaison à des résultats obtenus en appliquant la méthode FDTD (Finite Difference Time Domain)

5.2.1 Cas d'une ligne à 3 conducteurs

Ce cas de validation a été extrait de [3] qui a employé, pour calculer les surtensions induites, la méthode FDTD et une méthode proche de celle qui a été exposée ici mais en considérant des sources situées au milieu de la ligne calculées en supposant que les paramètres linéiques de la ligne ne varient pas en fonction de la fréquence.

La ligne considérée est constituée de 3 conducteurs disposés en une nappe horizontale située à 10 m au dessus du sol. La ligne est de longueur 1 km, les conducteurs de rayon 9.14 mm sont

éloignés de 3.66m. Le point d'impact est situé sur la médiatrice de la ligne, à une distance de 50 m du conducteur central.

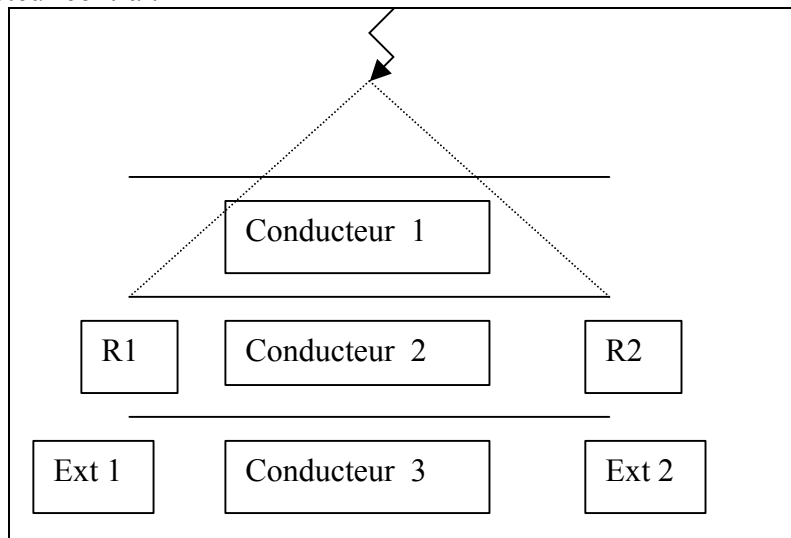


Figure 24 : Schéma de la ligne à 3 conducteurs

5.2.1.1 Courants induits aux extrémités du conducteur 1 pour des charges purement résistives

Dans un premier cas la ligne est fermée à ses deux extrémités par des résistances dont la valeur est :

Conducteur 1 :	$R1 = 5 \Omega$	$R2 = 500 \text{ k}\Omega$
Conducteur 2 :	$R1 = 500 \text{ k}\Omega$	$R2 = 445 \Omega$
Conducteur 3 :	$R1 = 445 \Omega$	$R2 = 5 \Omega$

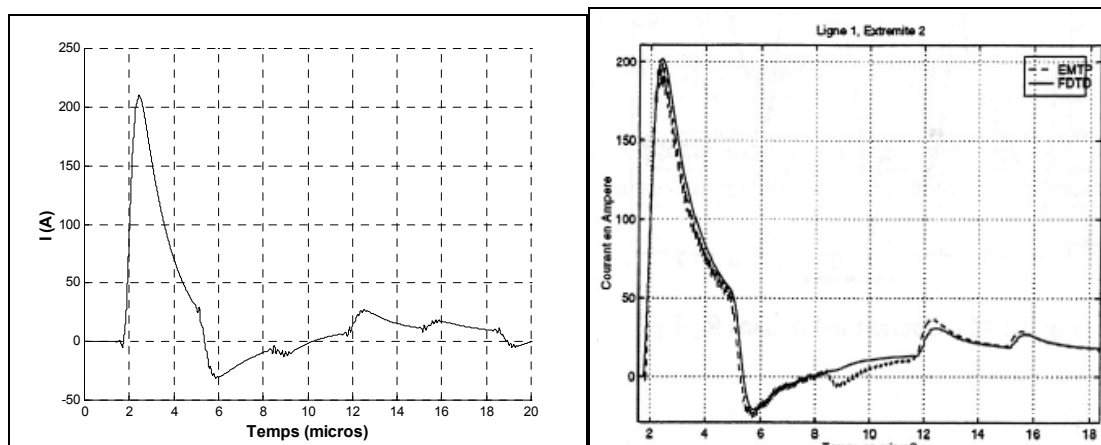


Figure 25 : Surcourant à l'extrémité droite du conducteur 3 lorsque la ligne est terminée par les résistances . La courbe de droite représente le cas de référence et la courbe de gauche les résultats obtenus avec le modèle.

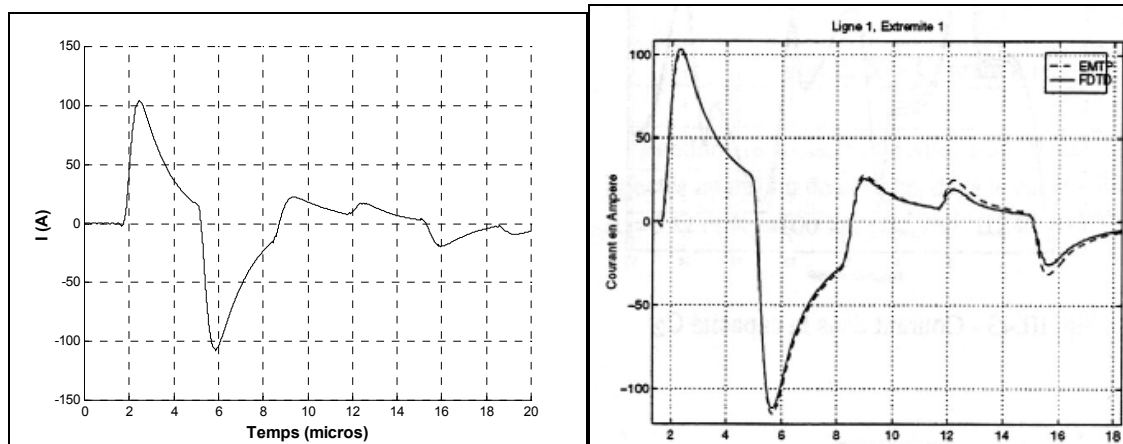


Figure 26 : Surcourant à l'extrémité gauche du conducteur 3 lorsque la ligne est terminée par les résistances . La courbe de droite représente le cas de référence et la courbe de gauche les résultats obtenus avec le modèle.

Figure 25 et Figure 26 comparent respectivement les surtensions à l'extrémité droite et gauche du conducteur 3 obtenus en employant le modèle de sources équivalentes, avec les résultats de référence. On constate leur grande similitude.

5.2.1.2 Courants induits aux extrémités du conducteur 1 après ajout d'une capacité

Dans cette configuration chacun des conducteurs de la ligne a son extrémité 1 fermée sur une résistance R1 de 445 Ω et son extrémité 2 fermée sur une capacité C2 de valeur 2 nF.

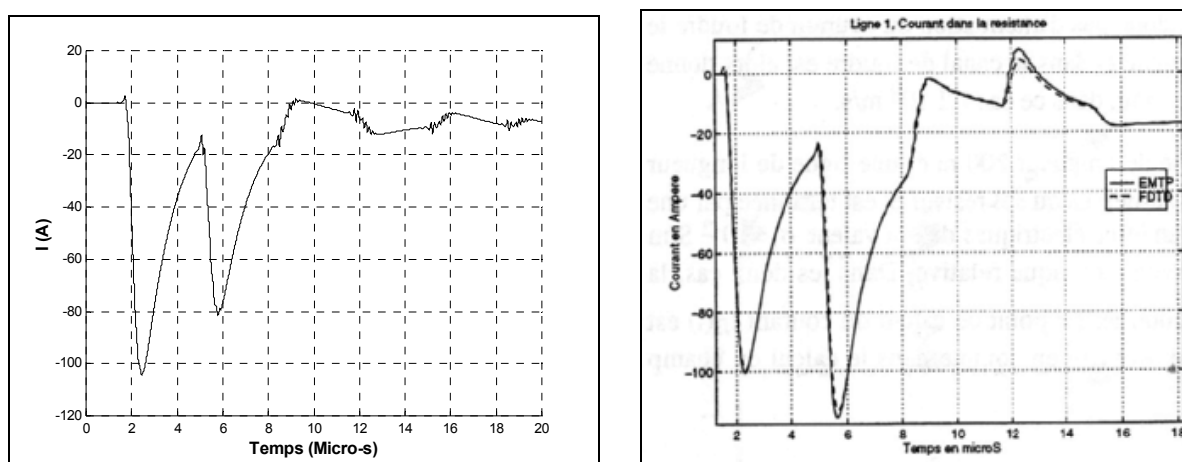


Figure 27 : Surcourant à l'extrémité droite du conducteur 1 lorsque la ligne est terminée à gauche par des résistances et à droite par des capacités. La courbe de droite représente le cas de référence et la courbe de gauche les résultats obtenus avec le modèle des sources équivalentes

Figure 27 qui compare les surcourants obtenus à l'extrémité droite du conducteur 1 montre que les résultats obtenus par le modèle des sources équivalentes sont similaires à ceux employés comme référence. On notera toutefois que les surcourants du modèle par sources équivalentes ne présentent pas le même amortissement que celles des résultats de référence. Cela provient probablement de la prise en compte de la variation des paramètres linéiques de la ligne en fonction de la fréquence.

6 Conclusion

Ce chapitre a été consacré à la présentation d'un modèle de couplage entre le champ électromagnétique généré par un coup de foudre et une ligne, fonctionnant en temporel et compatible avec le logiciel EMTP. Il représente les termes sources dus à l'illumination de la ligne comme des sources équivalentes situées aux deux extrémités de la ligne. Ce modèle que nous avons mis au point est une généralisation d'un modèle développé auparavant, permettant de prendre en compte la variation en fonction de la fréquence des paramètres linéiques de la ligne dont les différents conducteurs sont couplés.

Dans ce chapitre, nous avons exposé le principe du modèle et sa validation. Nous montrons ainsi en comparant ses résultats à des résultats issus de la littérature qu'il fournit des résultats corrects et qu'il peut être employé dans des études pratiques comme celle du chapitre suivant qui porte sur l'analyse des surtensions dues à la foudre induite contraignant les équipements des clients domestiques.

Annexe 1 - Equations du couplage en fonction des composantes électriques – cas d'un conducteur nu au dessus du sol

Cette annexe est consacrée à l'établissement des équations de couplage entre une ligne électrique constituée d'un conducteur nu horizontal au dessus du sol.

Hypothèses de base

Ce sont les hypothèses générales de la théorie des lignes :

- La géométrie de la ligne est uniforme ;
- Les dimensions transversales de ligne sont petites par rapport à la longueur d'onde minimum λ_{min} ;
- La somme des courants dans un plan transverse à la ligne est égale à zéro, et
- La réponse de la ligne est quasi-TEM (transverse électromagnétique).

Les équations de couplage seront calculées pour une ligne avec pertes à un seul conducteur, de rayon a , placée à une hauteur h au-dessus d'un sol de conductivité finie.

Première équation de couplage [2]

En partant de l'équation de Maxwell, $\text{rot } \vec{E} = -j\omega \vec{B}$ et en appliquant le théorème de Stokes, on obtient :

équ 72 :
$$\int_C \vec{E} \cdot d\vec{l} = -j\omega \iint_{\Delta S} \vec{B} \cdot \vec{n} \cdot dS$$

A cause de la conductivité finie du sol, le courant circulant dans le sol est distribué de façon non uniforme entre la surface du sol et l'infini. Le contour d'intégration a été défini pour une largeur dx et z variant de h à $-\infty$ (voir Figure 28).

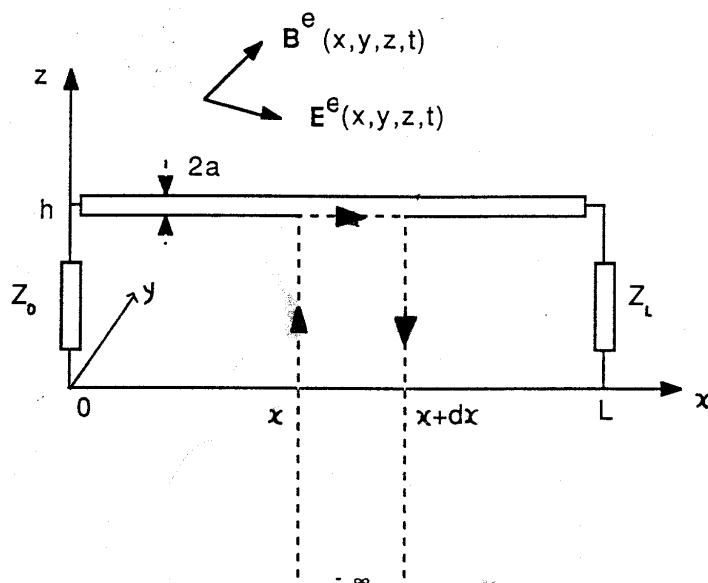


Figure 28 : Géométrie d'une ligne formée d'un conducteur aérien, au-dessus du sol, illuminée par un champ électromagnétique non-uniforme - contour d'intégration

Selon ce contour d'intégration, l'équation (équ 72) s'écrit de la façon suivante :

$$\text{équ 73} \quad \int_{-\infty}^h (E_z(x, z) - E_z(x + \Delta x, z)) dz + \int_x^{x+\Delta x} (E_x(x, h) - E_x(x, -\infty)) dx = -j\omega \int_x^{x+\Delta x} \int_{-\infty}^h B_y(x, z) dz dx$$

En divisant par dx et en prenant la limite lorsque $dx \rightarrow 0$, on obtient :

$$\text{équ 74} \quad -\frac{\partial}{\partial x} \left(\int_{-\infty}^h E_z(x, z) dz \right) + E_x(x, h) - E_x(x, -\infty) = -j\omega \int_{-\infty}^h B_y(x, z) dz$$

L'équation équ 74 est obtenue en supposant implicitement que $a \ll h$, sinon il faudrait considérer le contour d'intégration depuis le sol jusqu'à la surface du conducteur.

$$E_x(x, -\infty) = 0.$$

la tension transverse totale entre le conducteur et le sol est définie par :

$$\text{équ 75} \quad u(x) = -\int_{-\infty}^h E_z(x, z) dz$$

L'équation équ 74 s'écrit :

$$\text{équ 76} \quad \frac{du(x)}{dx} + E_x(x, h) = -j\omega \int_{-\infty}^h B_y(x, z) dz$$

Comme le conducteur n'est pas de conductivité infinie, le champ électrique tangentiel total sur la surface du conducteur $-E_x(x, h)$ est non nul (le champ à l'intérieur du conducteur est non nul), il se calcule à partir de l'impédance de surface du conducteur Z_w' et du courant total circulant dans le conducteur $i(x)$:

$$\text{équ 77} \quad E_x(x, h) = Z_w' i(x)$$

Le dernier terme de l'équation équ 76 peut être écrit en termes de champs diffracté et excitateur :

$$\begin{aligned} \text{équ 78} \quad -j\omega \int_{-\infty}^h B_y(x, z) dz &= -j\omega \int_{-\infty}^h B_y^s(x, z) dz - j\omega \int_{-\infty}^h B_y^e(x, z) dz \\ &= -j\omega \int_{-\infty}^0 B_y^s(x, z) dz - j\omega \int_0^h B_y^s(x, z) dz - j\omega \int_{-\infty}^h B_y^e(x, z) dz \end{aligned}$$

En supposant que la distribution du courant est uniforme autour de la circonférence du conducteur ($a \ll h$), et que la hauteur h est électriquement petite ($h \ll \lambda_{min}$), le flux d'induction magnétique dans l'air peut être évalué en utilisant la loi de Biot-Savart et on peut exprimer le flux du champ d'induction magnétique propre entre le conducteur et le sol $-\phi(x)$ et le courant de la ligne $-i(x)$, en employant l'inductance linéique de la ligne :

$$\text{équ 79} \quad \phi(x) = \int_0^h B_y^s(x, z) dz = L_e' i(x)$$

Le flux d'induction magnétique propre à l'intérieur du sol $-\int_{-\infty}^0 B_y^s(x, z) dz$ - peut être exprimé à l'aide de l'impédance du sol définie par :

$$\text{équ 80 } Z'_g = \frac{j\omega \int_{-\infty}^0 B_y^s(x, z) dz}{i(x)}$$

et en introduisant les équations équ 77, équ 78, équ 79 et équ 80 dans équ 76, on obtient :

$$\text{équ 81 } \frac{du(x)}{dx} + (Z'_w + Z'_g + j\omega L'_e) i(x) = -j\omega \int_0^h B_y^e(x, z) dz - j\omega \int_{-\infty}^0 B_y^t(x, z) dz$$

où B_y^e représente le champ exciteur (incident + réfléchi) au-dessus du sol, et B_y^t le champ d'induction magnétique transmis à l'intérieur du sol par le champ incident.

En employant le théorème de Stokes, on peut exprimer l'intégrale du champ d'induction magnétique transmis à l'intérieur du sol en fonction du champ électrique tangentiel total à l'interface air-sol :

$$\text{équ 82 } \int_{-\infty}^0 (E_z^t(x, z) - E_z^t(x + \Delta x, z)) dz + \int_x^{x+\Delta x} E_x^t(x, 0) dx = -j\omega \int_x^{x+\Delta x} \int_{-\infty}^0 B_y^t(x, z) dz dx$$

En divisant de nouveau par Δx et en prenant la limite quand Δx tend vers 0, et en supposant par ailleurs que la composante verticale du champ électrique transmis - $E_z^t(x, z)$ - dans le sol est très petite, nous aboutissons à :

$$\text{équ 83 } E_x^t(x, 0) \approx -j\omega \int_{-\infty}^0 B_y^t(x, z) dz$$

Comme il y a continuité de la composante tangentielle du champ électrique à l'interface air-sol, $E_x^t(x, 0) = E_x^e(x, 0)$, l'équation équ 81 peut s'écrire :

$$\text{équ 84 } \frac{du(x)}{dx} + Z' i(x) = -j\omega \int_0^h B_y^e(x, z) dz + E_x^e(x, 0)$$

où Z' désigne l'impédance linéique longitudinale donnée par :

$$\text{équ 85 } Z' = Z'_w + Z'_g + j\omega L'_e$$

L'équation équ 84 représente la première équation de couplage pour le cas général d'un conducteur résistif au-dessus d'un sol avec pertes, en présence d'une perturbation électromagnétique externe.

Deuxième équation de couplage

[2]

En procédant de la même manière que pour le calcul de la première équation de couplage, c'est-à-dire en partant de l'équation de Maxwell $\vec{rot} \vec{H} = \vec{J} + jw\epsilon_0 \vec{E}$ et en supposant que σ_{air} , la conductivité de l'air est nulle, on obtient :

$$\text{éq 86} \quad jwE_z(x, z) = \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \left(\frac{\partial B_y}{\partial x}(x, z) - \frac{\partial B_x}{\partial y}(x, z) \right)$$

Intégrons équation éq 86 de $-\infty$ à h le long de l'axe z en décomposant le champ d'induction magnétique en champs exciteur et diffracté :

$$\text{éq 87} \quad -jwu(x) = \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \int_{-\infty}^h \frac{\partial B_y^s}{\partial x}(x, z) dz - \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \int_{-\infty}^h \frac{\partial B_x^s}{\partial y}(x, z) dz + \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \int_{-\infty}^h \frac{\partial B_y^e}{\partial x}(x, z) dz - \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \int_{-\infty}^h \frac{\partial B_x^e}{\partial y}(x, z) dz$$

L'équation éq 86 s'applique aussi au champ exciteur ; en l'intégrant de $-\infty$ à h , il vient :

$$\text{éq 88} \quad \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \int_{-\infty}^h \frac{\partial B_y^e}{\partial x}(x, z) dz - \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0} \int_{-\infty}^h \frac{\partial B_x^e}{\partial y}(x, z) dz = (jw) \int_{-\infty}^h E_z^e(x, z) dz$$

En utilisant les équations éq 79, éq 80 et éq 88 et sachant que $\mu_0 \epsilon_0 = L_e' C'$, C' étant la capacité linéique de la ligne calculée pour un sol parfaitement conducteur, et en considérant que la propagation le long de la ligne est de type transverse magnétique ($B_x^s(x, z) = 0$) et que la composante $E_z^e(x, z)$ à l'intérieur du sol est négligeable,

L'équation éq 87 devient :

$$\text{éq 89} \quad \frac{di(x)}{dx} + Y'u(x) = -Y' \int_0^h E_z^e(x, z) dz$$

L'équation éq 89 représente la deuxième équation de couplage dans laquelle Y' est l'admittance linéique transversale de la ligne donnée par l'expression suivante :

$$\text{éq 90} \quad Y' = \frac{-w^2 L_e C'}{Z'_g + jw L'_e}$$

Equations de couplage exprimées uniquement en fonction des composantes du champ électrique exciteur [2]

Les équations de couplage éq 84 et éq 89 peuvent être exprimées sous forme de trois formulations équivalentes, dans lesquelles les termes de sources sont des fonctions :

1. des composantes électrique et magnétique du champ exciteur (E^e, B^e),
2. des composantes du champ électrique exciteur, et
3. des composantes du champ magnétique exciteur.

La contribution d'une composante de champ électromagnétique dans le mécanisme du couplage dépend du modèle adopté. Par conséquent, on ne peut parler de la contribution d'une composante donnée sans avoir au préalable spécifié le modèle utilisé.

La tension totale induite sur la ligne $u(x)$ peut être exprimée en fonction des tensions diffractées $u^s(x)$ et des tensions excitatrices $u^e(x)$ par la relation suivante :

$$\text{éq. 91} \quad u(x) = u^s(x) + u^e(x) = u^s(x) - \int_0^h E_z^e(x, z) dz$$

En substituant l'équation éq. 91 dans l'équation éq. 84 nous obtenons l'équation suivante :

$$\text{éq. 92} \quad \frac{du^s(x)}{dx} + Z' i(x) = -j\omega \int_0^h B_y^e(x, z) dz + \frac{\partial}{\partial x} \int_0^h E_z^e(x, z) dz + E_x^e(x, 0)$$

En écrivant l'équation de Maxwell pour les champs excitateurs (éq. 72) et en adoptant un contour d'intégration avec x variant entre x et $x+\Delta x$, et z entre 0 et h , une relation analogue à éq. 74 peut être obtenue :

$$\text{éq. 93} \quad -\frac{\partial}{\partial x} \left(\int_0^h E_z^e(x, z) dz \right) + E_x^e(x, h) - E_x^e(x, 0) = -j\omega \int_0^h B_y^e(x, z) dz$$

Puis en substituant l'équation éq. 93 dans l'équation éq. 92 on obtient la première équation de couplage en fonction du champ exciteur :

$$\text{éq. 94} \quad \boxed{\frac{du^s(x)}{dx} + Z' i(x) = E_x^e(x, h)}$$

Pour obtenir la deuxième équation de couplage, on substitue éq. 91 dans éq. 84:

$$\text{éq. 95} \quad \boxed{\frac{di(x)}{dx} + Y' u^s(x) = 0}$$

Dans les nouvelles équations éq. 94 et éq. 95, un seul terme de source, $E_x^e(x, h)$, apparaît.

Pour une ligne de longueur finie, les conditions aux limites, qui font intervenir les courants et tensions totaux, doivent être considérées et exprimées avec soin. En termes des tensions diffractées et des courants totaux, les conditions aux limites sont les suivantes :

$$\text{éq. 96} \quad u^s(0) = -Z_0 i(0) + \int_0^h E_z^e(x, z) dz$$

$$\text{éq. 97} \quad u^s(L) = Z_L i(L) + \int_0^h E_z^e(x, z) dz$$

Cela équivaut à deux sources de tension équivalentes à chaque extrémité de la ligne, représentant l'interaction de la composante verticale du champ électrique excitateur avec les deux extrémités verticales de la ligne.

Annexe 2 : Comportement d'un câble coaxial soumis à un champ électromagnétique incident

L'annexe 1 a démontré les équations d'Agrawal dans le cas d'une ligne constituée de conducteurs aériens nus. L'objet de cette annexe est de montrer comment les équations d'Agrawal peuvent s'appliquer dans le cas d'un câble coaxial soumis à un champ électromagnétique exciteur E^c .

Pour cela, les notations suivantes sont employées :

- Z'_{ame_ext} , l'impédance linéique externe de l'âme, avec retour du courant extérieur ;
- $Z'_{ame-ecran}$, l'impédance linéique correspondant à l'énergie électromagnétique emmagasinée dans l'isolant situé entre l'âme et l'écran ;
- $Z'_{ecran-ext}$, l'impédance linéique interne de l'écran, avec retour du courant intérieur ;
- Z'_{int_ext} , l'impédance de transfert linéique de l'écran (cette impédance donne le champ électrique généré sur la surface interne (respectivement externe) de l'écran par un courant circulant à la l'extérieur de l'écran (respectivement à l'intérieur) ;
- $Z'_{ecran_isolation}$, l'impédance linéique correspondant à l'énergie électrique emmagasinée dans l'isolant de l'écran ;
- Z'_{terre} , impédance linéique de la terre ;
- C_{12} , le coefficient de capacitance linéique mutuelle âme, écran ;
- C_{22} , le coefficient de capacitance linéique propre de l'écran ;
- R_1 , résistance linéique de perte dans l'isolation principale ;
- R_2 , résistance linéique de perte dans l'isolation secondaire.

Détermination de la première équation de couplage

Considérons tout d'abord la boucle constituée par l'injection du courant dans l'âme et son retour par l'écran (voir Figure 1).

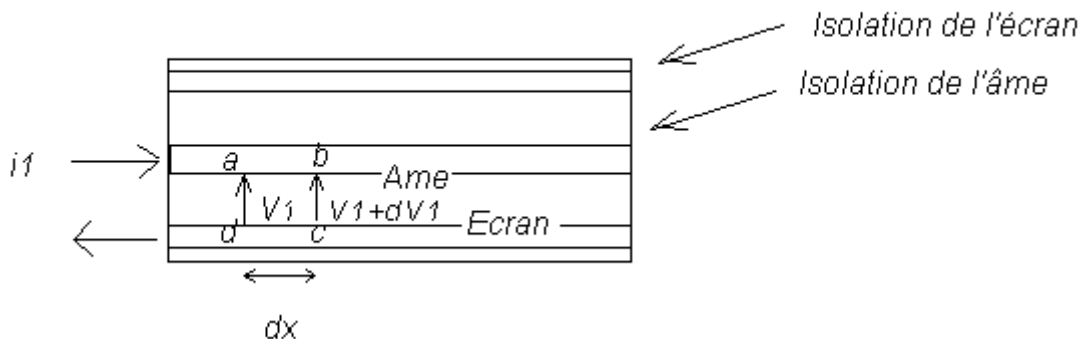


Figure 1 : Représentation, pour un câble coaxial de la boucle de courant constituée par l'injection du courant dans l'âme et de son retour par l'écran.

La circulation du champ électrique le long du parcours (a, b, c, d) conduit à l'équation suivante, où i_2 est le courant circulant dans la boucle constituée de l'écran et de la terre lointaine (ou du plan de masse) :

$$\text{équi 1} \quad -V_1 + Z'_{ame_ext} i_1 dx + (V_1 + dV_1) + Z'_{écran-int} i_1 dx - Z'_{int-ext} i_2 dx + Z'_{ame-écran} i_1 dx = 0$$

qui peut aussi s'écrire :

$$\text{équi 2} \quad -\frac{dV_1}{dx} = (Z'_{ame-ext} + Z'_{écran-int} + Z'_{ame-écran}) i_1 - Z'_{int-ext} i_2$$

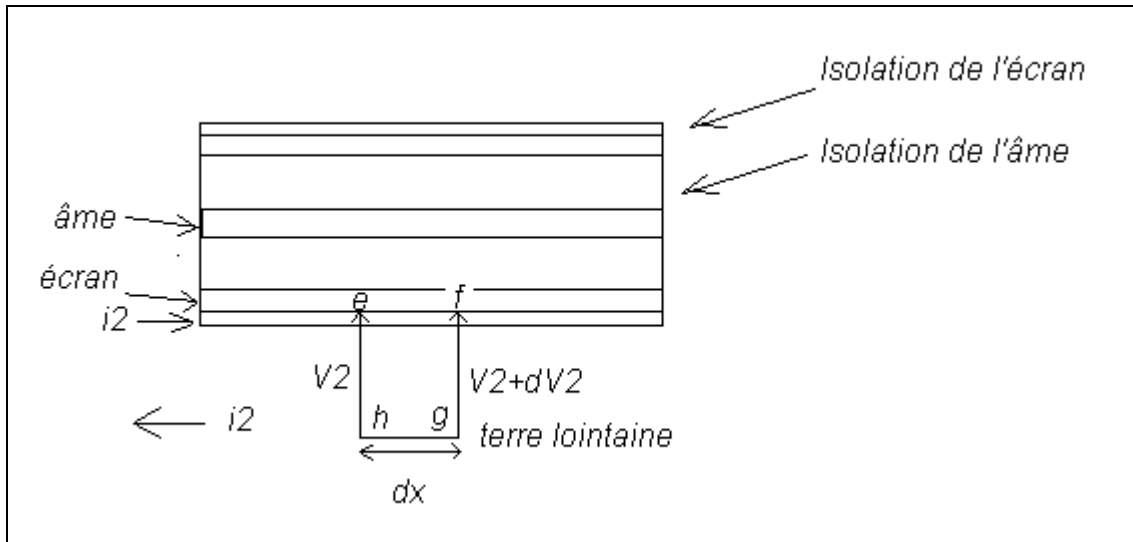


Figure 2 : représentation de la boucle de courant constituée par l'écran et la terre lointaine ou le plan de masse

Si on considère maintenant la boucle (e,f,g,h) constituée par l'écran et la terre lointaine ou le plan de masse (voir Figure 2) et si nous appliquons la relation de Maxwell :

$$\text{équi 3} \quad \text{rot}E = -\frac{\partial B}{\partial t}$$

nous avons :

équi 4

$$-V_2 + Z'_{écran_ext} i_2 dx - Z'_{int-ext} i_1 dx + V_2 + dV_2 + Z'_{terre} i_2 dx + Z'_{écran_isolation} i_2 dx = -j\omega dx \int_0^{z_e} B_y^e(x) dz$$

cela conduit à :

$$\text{équi 5} \quad -\frac{dV_2}{dx} = -Z'_{int-ext} i_1 + (Z'_{écran_ext} + Z'_{écran_isolation} + Z'_{terre}) i_2 + j\omega \int_0^{z_e} B_y^e(x) dz$$

Où B_y^e représente la composante du champ magnétique exciteur, perpendiculaire au plan (e,f,g,h) et où l'intégrale de B_y^e est calculée depuis la terre lointaine (on suppose qu'à partir de cette profondeur dans le sol, le champ exciteur est négligeable), jusqu'au point e.

Si on exprime maintenant le potentiel U_1 de l'âme, le potentiel U_2 de l'écran en fonction des potentiels V_1 et V_2 , cela conduit à :

équ 6 $U_1 = V_1 + V_2$

équ 7 $U_2 = V_2$

De la même façon, on peut exprimer le courant total parcourant l'âme I_1 et le courant total parcourant l'écran I_2 en fonction des courants i_1 et i_2 :

équ 8 $I_1 = i_1$ et $I_2 = i_2 - i_1$

On peut alors déduire de équ 2 et équ 5 les deux équations suivantes

équ 9 $-\frac{dU_1}{dx} = Z_{11}I_1 + Z_{12}I_2 + jw \int_0^{z_e} B_y^e dz$

équ 10 $-\frac{dU_2}{dx} = Z_{12}I_1 + Z_{22}I_2 + jw \int_0^{z_e} B_y^e dz$

avec :

équ 11 $Z_{11} = Z'_{ame_ext} + Z'_{ecran_int} + Z'_{ame_ecran} - 2Z'_{int_ext} + Z'_{ecran_ext} + Z'_{ecran_isol} + Z'_{terre}$

équ 12 $Z_{12} = -Z'_{int_ext} + Z'_{ecran_ext} + Z'_{ecran_isol} + Z'_{terre}$

équ 13 $Z_{22} = +Z'_{ecran_ext} + Z'_{ecran_isolation} + Z'_{terre}$

Exprimons maintenant les tensions totales induites U_1 et U_2 en fonction des tensions diffractées U_1^s et U_2^s , c'est-à-dire, en fonction des tensions liées uniquement aux courant circulant dans le câble coaxial.

Nous avons, en négligeant l'épaisseur de l'écran et de l'isolant primaire :

équ 14 $U_1(x) = U_1^s - \int_0^{z_e} E_z^e dz$

équ 15 $U_2(x) = U_2^s - \int_0^{z_e} E_z^e dz$

L'utilisation de équ 3 le long du parcours (e,f,g,h) pour le champ excitateur donne :

équ 16 $+\int_0^{z_e} E_z^e(x) dz + E_x^e(z_e) dx - \int_0^{z_e} E_z^e(x+dx) = -dx jw \int_0^{z_e} B_y^e dz$

Cette équation peut aussi s'écrire en faisant tendre dx vers 0 :

équ 17 $\frac{d(\int_0^{z_e} E_z^e dz)}{dx} = +E_x^e(z_e) + jw \int_0^{z_e} B_y^e dz$

Si on exprime équ 9 et équ 10 en fonction des tensions diffractées U_1^s et U_2^s , on obtient en employant équ 16 et équ 17 :

équ 18
$$\frac{dU_1^s}{dx} + Z_{11}I_1 + Z_{12}I_2 = E_x^e$$

équ 19
$$\frac{dU_2^s}{dx} + Z_{12}I_1 + Z_{22}I_2 = E_x^e$$

Où E_x^e est le champ exciteur longitudinal, le long du câble.

On retrouve bien la première équation d'Agrawal. On notera que le terme de champ exciteur s'applique à la fois à l'équation exprimant la dérivée de la tension diffractée le long de l'âme, en fonction de l'abscisse et à celle exprimant la dérivée de la tension diffractée le long de l'écran, en fonction de l'abscisse.

Détermination de la deuxième équation de couplage

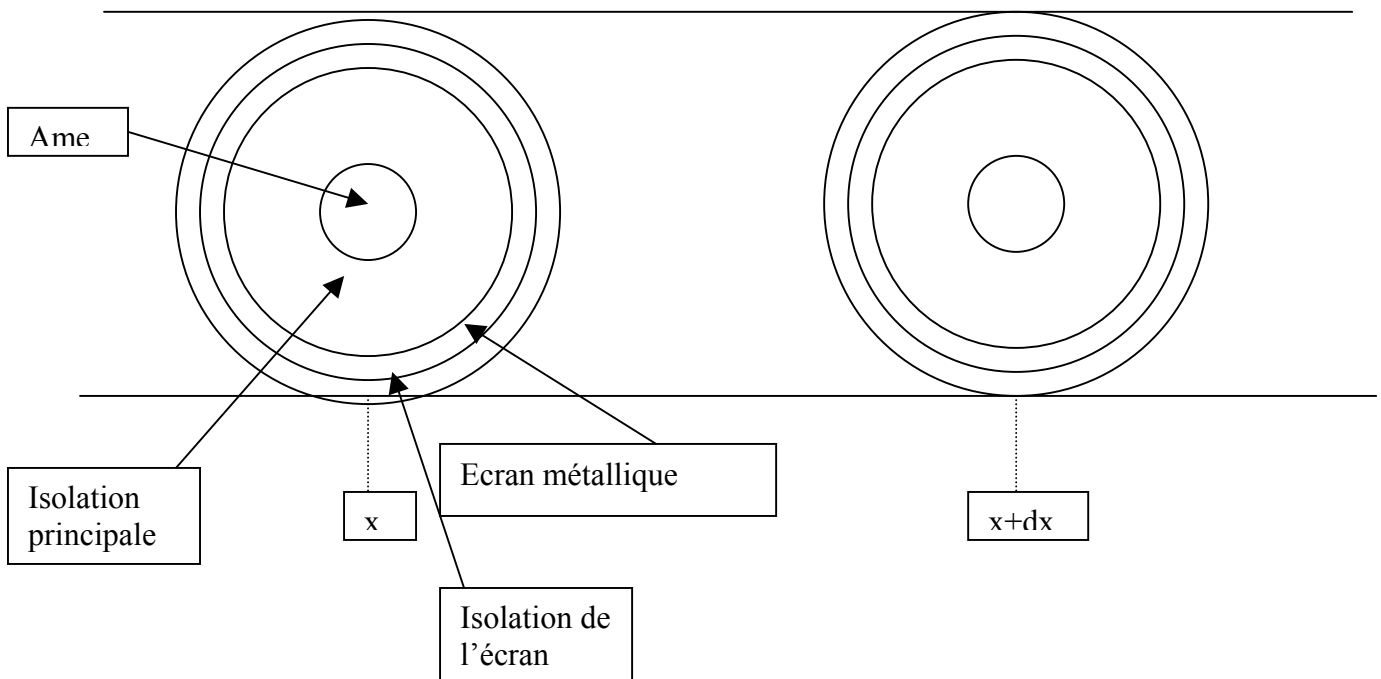


Figure 3 : Représentation d'un élément dx d'un câble coaxial dans lequel les sections aux abscisses x et $x+dx$ ont été rabattues.

Soient :

- A , la surface extérieure de l'écran métallique entre les abscisses x et $x+dx$;
- B , la surface intérieure de l'écran métallique entre les abscisses x et $x+dx$;
- C_x , la surface transversale de l'écran métallique à l'abscisse x ;
- C_{x+dx} , la surface transversale de l'écran métallique à l'abscisse $x+dx$.

Nous avons :

équ 20
$$\text{div}(J) = -\frac{\partial \rho}{\partial t}$$

L'intégration de $\text{div}(J)$ dans le volume dont les surfaces extérieures sont A , B , C_x , C_{x+dx} donne :

équ 21
$$-\int_{C_x} J \cdot dS + \int_{C_{x+dx}} J \cdot dS + \int_A J \cdot dS + \int_B J \cdot dS = -j\omega Q_{[x,x+dx]}$$

où :

$Q_{[x,x+dx]}$ représente la charge électrique de l'écran métallique entre les abscisses x et $x+dx$.

Or cette grandeur peut s'exprimer en fonction du potentiel diffracté de l'écran et de l'âme :

$$\text{éq 22} \quad Q_{[x,x+dx]} = (C_{12}U_1^s + C_{22}U_2^s)dx$$

Par ailleurs $\int_A J.dS$ et $\int_B J.dS$ représentent le courant de perte respectivement dans l'isolation principale et dans l'isolation secondaire. Ils peuvent s'exprimer de la façon suivante :

$$\text{éq 23} \quad \int_A J.dS = (U_2^s - U_1^s) \frac{1}{R_1} dx$$

$$\text{éq 24} \quad \int_B J.dS = U_2^s \frac{1}{R_2} dx$$

avec

- R_1 , résistance linéique de perte dans l'isolation principale ;
- R_2 , résistance linéique de perte dans l'isolation secondaire.

On peut écrire aussi l'équation éq 21 de la façon suivante, en employant les équations éq 22, éq 23, éq 24 et en faisant tendre dx vers 0 :

$$\text{éq 25} \quad \frac{\partial I_2(x)}{\partial x} = \frac{1}{R_1} U_1^s - \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) U_2^s - j\omega(C_{12}V_1^s + C_{22}V_2^s)$$

qui est équivalent à :

$$\text{éq 26} \quad -\frac{\partial I_2}{\partial x} = Y_{12}U_1^s + Y_{22}U_2^s$$

avec :

$$\text{éq 27} \quad Y_{12} = -\frac{1}{R_1} + j\omega C_{12}$$

$$\text{éq 28} \quad Y_{22} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + j\omega C_{22}$$

On peut écrire une équation similaire pour le courant circulant le long de l'âme :

$$\text{éq 29} \quad -\frac{\partial I_1}{\partial x} = Y_{11}I_1 + Y_{12}I_2$$

avec :

$$\text{éq 30} \quad Y_{11} = \frac{1}{R_1} + j\omega C_{11}$$

les équations éq 26 et éq 29 ne font pas intervenir le champ exciteur, leur forme est similaire à celle de la deuxième équation d'Agrawal pour un conducteur nu situé au dessus du sol.

Conclusion

Pour un câble coaxial, le théorème d'Agrawal s'applique comme dans le cas d'un conducteur nu situé au dessus du sol. Les équations équ 18 et équ 19 montrent que le terme source correspondant à la composante longitudinale du champ électrique exciteuse s'applique à la première équation d'Agrawal à la fois pour l'âme et pour l'écran.

Annexe 3 : calcul des impédances et des admittances linéiques d'un câble de télécommunication par rapport à la terre lointaine, à partir de leur valeur par rapport à leur valeur prise par rapport à l'écran

La mesure des caractéristiques linéiques d'un câble de télécommunication se fait dans la plupart des cas par rapport à l'écran. Or, la méthode de couplage présentée dans ce document nécessite de connaître les impédances et admittances linéiques du câble par rapport à la terre lointaine. Cette annexe indique comment calculer les impédances et admittances linéiques d'un câble par rapport à la terre lointaine à partir de leur valeur par rapport à l'écran.

Pour cela, on considère les notations suivantes :

- z_{ii} , impédance de transfert du conducteur interne i ;
- z_{ij} , impédance de transfert du conducteur interne j ;
- Z_{gg} ; impédance par rapport à la terre lointaine de l'écran ;
- z_{ii} ; l'impédance propre du conducteur interne i , l'écran étant pris comme référence ;
- z_{ij} ; l'impédance mutuelle entre les conducteurs i et j , l'écran étant pris comme référence ;
- Z_{ii} ; l'impédance propre du conducteur interne i , la terre étant prise comme référence ;
- Z_{ij} ; l'impédance mutuelle entre les conducteurs internes i et j , la terre lointaine étant prise comme référence ;
- y_{ij} ; l'admittance mutuelle des conducteurs i et j , l'écran étant pris comme référence ;
- y_{ig} ; l'admittance entre le conducteur i et l'écran ;
- y_{gg} ; l'admittance entre l'écran et la terre lointaine ;
- Y_{xy} ; l'admittance entre deux éléments, la terre lointaine étant prise comme référence du potentiel ;
- N ; nombre de conducteurs à l'intérieur de l'écran ;
- U_i ; potentiel par rapport à la terre lointaine du conducteur interne i du câble ;
- U_e ; potentiel par rapport à la terre lointaine de l'écran.

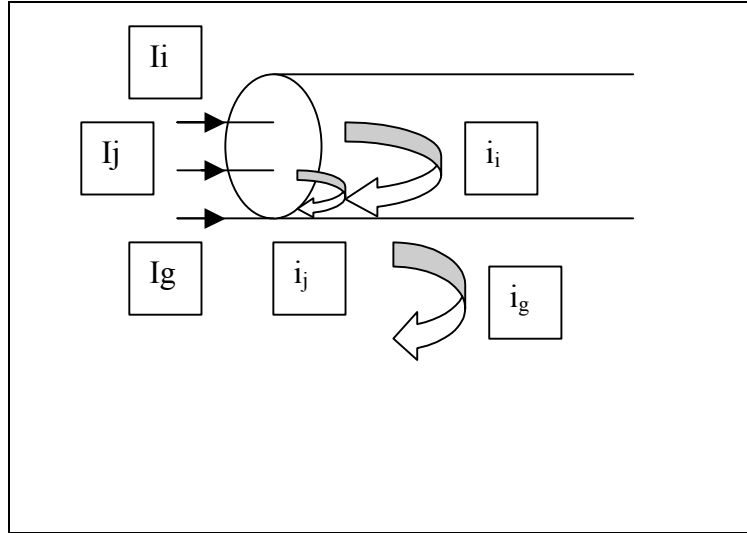


Figure 4 : Représentation d'un câble de télécommunication. Les boucles de courant i_i et i_j se ferment par l'écran. Le courant i_g circule dans la boucle constituée de l'écran et de la terre lointaine.

Les notations concernant les courants sont données à la Figure 4. On notera que :

$$I_i = i_i$$

équ 31
$$I_g = i_g - \sum_{i=1}^{i=N} i_i$$

S'il n'y a pas de courant circulant dans la boucle externe (constituée de l'écran et de la terre lointaine), nous avons :

équ 32
$$U_i - U_e = \sum_{j=1}^{j=N} z_{ij} I_j$$

S'il y a du courant circulant sur la boucle externe, il faut prendre en compte l'effet de l'impédance de transfert (qui traduit la pénétration du champ électrique lié au courant circulant à l'extérieur de l'écran, à l'intérieur de celui-ci). Cela donne :

équ 33
$$U_i - U_e = \sum_{j=1}^N z_{ij} I_j - z_{ti} (I_g + \sum_{j=1}^N I_j)$$

Par ailleurs, la tension de l'écran par rapport à la terre lointaine s'exprime par :

équ 34
$$U_e = z_{gg} (I_g + \sum_{i=1}^N I_i) - \sum_{j=1}^N z_{tj} I_j$$

On obtient à l'aide des deux équations précédentes :

équ 35
$$U_i = \sum_{j=1}^N (z_{ij} - 2z_{tj} + z_{gg}) I_j + (z_{gg} - z_{ti}) I_g$$

On peut déduire des équations équ 34 et équ 35 la valeur des impédances linéiques, calculées par rapport à la terre lointaine :

équ 36
$$Z_{ij} = z_{ij} - 2z_{tj} + z_{gg}$$

$$Z_{ig} = z_{gg} - z_{ti}$$

$$Z_{gg} = z_{gg}$$

Les coefficients de capacitance des tensions par rapport à la terre lointaine se calculent de la façon suivante :

Le courant circulant dans le conducteur i du câble vérifie la relation :

$$\text{équ 37} \quad -\frac{\partial I_i}{\partial x} = [y_{ij}][U_i - U_e]$$

De cette équation on déduit que :

$$\text{équ 38} \quad Y_{ij} = y_{ij}$$

$$\text{équ 39} \quad Y_{ig} = -\sum_{k=1}^N y_{ki}$$

Si on suppose maintenant que $U_i = 0$, nous obtenons l'équation :

$$\text{équ 40} \quad -\frac{\partial I_e}{\partial x} = Y_{gg} U_e$$

Le courant I_e peut se décomposer en une composante I_{ee} qui se referme à l'extérieur de l'écran par rapport à la terre lointaine en N composantes I_{ei} , chacune se refermant par un des conducteurs internes du câble.

Nous avons :

$$\text{équ 41} \quad -\frac{\partial I_{ee}}{\partial x} = y_{gg} U_e$$

Pour connaître l'équation pour la composante I_{ei} , on peut considérer que le conducteur i est au potentiel $-U_e$ et que l'écran est au potentiel nul. On obtient d'après l'équation équ 39 :

$$\text{équ 42} \quad -\frac{\partial I_{ei}}{\partial x} = \sum_{k=1}^N y_{ki} U_e$$

On déduit des deux équations précédentes :

$$\text{équ 43} \quad Y_{gg} = y_{gg} + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N y_{ij}$$

En conclusion, le calcul des admittances linéiques en employant comme référence de potentiel la terre lointaine, se calcule à partir des admittances linéiques déterminées en employant la gaine comme référence de potentiel, à partir des équations équ 38, équ 39 et équ 43.

Annexe 4 : Résolution numérique des équations de couplage par la méthode FDTD (Finite Difference Time Domain)

Cette annexe présente quelques rudiments généraux sur un type d'application de la méthode des différences finies points centrés à la résolution des équations de couplage.

On considère une ligne multi-conducteurs située le long de l'axe $[0,x[$.

Soient :

- $[R_{ij}]$, la matrice des résistances linéiques ;
- $[L_{ij}]$, la matrice des inductances linéiques ;
- $[C_{ij}]$, la matrice des coefficients de capacitance linéiques ;
- $[G_{ij}]$, la matrice des conductances linéiques ;
- $[u]$, vecteur des tensions totales le long de la ligne ;
- $[u^s]$, vecteur des tensions diffractées le long de la ligne ;
- $[i]$, vecteur des courants ;
- $[E_x^e]$, vecteur des champs excitateurs.

D'après le théorème d'Agrawal, les équations de couplage s'écrivent dans le domaine temporel :

$$\text{équ 44} \quad \frac{\partial u^s(x,t)}{\partial x} + [R_{ij}][i(x,t)] + [L_{ij}] \frac{\partial [i(x,t)]}{\partial t} = [E_x^e(x,t)]$$

$$\text{équ 45} \quad \frac{\partial [i(x,t)]}{\partial x} + [G_{ij}][u^s(x,t)] + [C_{ij}] \left[\frac{\partial [u^s(x,t)]}{\partial t} \right] = 0$$

Nous avons par ailleurs :

$$\text{équ 46} \quad [u(x,t)] = [u^s(x,t)] + [u^e(x,t)] = [u^s(x,t)] - \left[\int_0^{h_j} E_z^e(x,z,t) dz \right]$$

Où $[u_e(x,t)]$ est le vecteur des tensions excitatrices.

Dans la méthode des différences finies points centrés, on subdivise chacun des conducteurs en des nœuds¹ de courant et des nœuds de tension se suivant alternativement, comme indiqué à la Figure 5. Chacun des nœuds est séparé d'un autre nœud du même type par un intervalle de longueur Δx .

¹ Le terme nœud signifie ici subdivision. Il ne s'agit pas d'un nœud à courant nul.

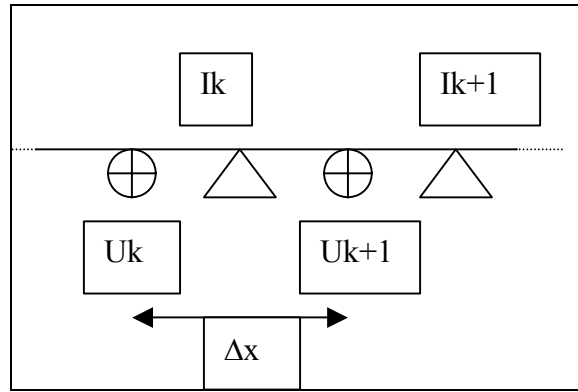


Figure 5 : Représentation des conventions employées pour les nœuds de courant et de tension le long de la ligne.

On applique la méthode des différences finies points-centrés aux équations équ 44 et équ 45 et on obtient les équations suivantes où k et l sont respectivement les incréments par rapport à l'abscisse et par rapport au temps :

$$\text{équ 47} \quad \left[\frac{u_{k+1}^{sl} - u_k^{sl}}{\Delta x} \right] + [R_{ij}] \left[\frac{i_k^{l+1} + i_k^l}{2} \right] + [L_{ij}] \frac{i_k^{l+1} - i_k^l}{\Delta t} = \left[\frac{E_{xk}^{el+1} + E_{xk}^{el}}{2} \right]$$

$$\text{équ 48} \quad \left[\frac{i_{k+1}^l - i_k^l}{\Delta x} \right] + [G_{ij}] \left[\frac{u_{k+1}^{sl+1} + u_{k+1}^{sl}}{2} \right] + [C_{ij}] \left[\frac{u_{k+1}^{sl+1} - u_{k+1}^{sl}}{\Delta t} \right] = 0$$

A partir des 2 équations précédentes on peut calculer u_k^{sl+1} et i_k^{l+1} à partir de u_k^{sl} et i_k^l . On notera qu'il est nécessaire que l'incrément temporel vérifie la condition de stabilité suivante [2] :

$$\text{équ 49} \quad \Delta t < \frac{\Delta x}{v}$$

où v est la vitesse de propagation des ondes le long de la ligne.

Annexe 5 : calcul de la tension seuil d'effet couronne pour des conducteurs nus en cuivre employés sur le réseau basse tension

Nous calculons la tension minimale conduisant à la présence d'effet couronne à la périphérie de conducteurs en cuivre employés sur le réseau basse tension de EDF.

Le conducteur a une surface de 38.2 mm². Il a donc un rayon d'environ 3.5mm. Il est situé à une hauteur de 8 m par rapport au sol.

Le champ électrique minimum à la périphérie du conducteur conduisant à la présence d'effet couronne peut être calculé par la formule suivante [28][86] :

$$\text{équ 50} \quad E = 2300 \left(1 + \frac{1.22}{r^{0.37}} \right)$$

où r est le rayon du conducteur

la loi de Gauss donne la tension du conducteur U conduisant à cette valeur du champ électrique.

$$\text{équ 51} \quad 2\pi \times r \times E = \frac{1}{\epsilon_0} CU$$

où C est la capacité propre du conducteur

On a négligé l'effet des conducteurs voisins et celui de l'image par rapport au sol du conducteur à la périphérie duquel on calcule le champ électrique.

La capacité C se calcule par la formule suivante :

$$\text{équ 52} \quad C = \frac{2\pi\epsilon_0}{\ln \frac{2h}{r}}$$

Où h est la hauteur du conducteur par rapport au sol.

On trouve que la tension minimale pour qu'il y ait apparition d'effet couronne est d'environ 300 kV.

CHAPITRE 3

ETUDE DE LA Foudre INDUITE LES CONTRAINTES DE Foudre INDUITE APPLIQUEES AUX EQUIPEMENTS ELECTRIQUES D'UN CLIENT DOMESTIQUE

1	CONTEXTE ET OBJET DU CHAPITRE	91
2	EVALUATION DE LA FONCTION DE REPARTITION DE LA VALEUR CRETE DES SURTENSIONS DE Foudre.....	93
2.1	LES DIFFICULTES SPECIFIQUES ET LA NECESSITE DE DISPOSER D'UNE METHODE NUMERIQUE EFFICACE	93
2.2	LA FORMULATION DU PROBLEME	93
2.3	LES LIMITES DE LA METHODE DE MONTE-CARLO CLASSIQUE.....	95
2.4	L'EMPLOI D'UNE METHODE DE MONTE-CARLO OPTIMISEE	95
3	APPLICATION A UN CAS D'ETUDE	96
3.1	DESCRIPTION DE LA CONFIGURATION	97
3.2	FORME D'ONDE DES SURTENSIONS INDUITES	99
3.3	ETUDE DETERMINISTE DES CONTRAINTES ENERGETIQUES APPLIQUEES AUX PARAFOUDRES	103
3.3.1	<i>Calcul du risque d'obtenir des surtensions dangereuses par l'application de la méthode probabiliste</i>	<i>107</i>
3.3.2	<i>Résultats des calculs probabilistes de valeur crête des surtensions</i>	<i>109</i>
4	CONCLUSIONS.....	110

1 Contexte et objet du chapitre

La connaissance des niveaux de surtensions temporaires, transitoires à front lent et transitoires à front rapide susceptibles d'être présents sur les réseaux de distribution est nécessaire d'une part pour déterminer une politique de coordination des isollements permettant d'atteindre une qualité de fourniture optimale et d'autre part pour respecter la réglementation portant sur les surtensions, par des règles adaptées de conception du réseau de distribution.

Ainsi, en ce qui concerne les surtensions temporaires, le contexte juridique français actuel impose que les montées en potentiel dues à un défaut d'isolement ne doivent pas se traduire par une montée en potentiel des conducteurs basse tension dépassant $1500 V_{\text{eff}}$ [38][39]. Cela a conduit EDF à retenir les dispositions suivantes [38].

Pour les zones autres qu'urbaines et denses :

- Une limitation à 150 A ou 300 A du courant moyenne tension de défaut franc à la terre ;
- Une valeur de résistance de prise de terre des masses MT dans les postes MT / BT limitée à 30Ω ;
- Une valeur de résistance de la prise de terre globale du neutre BT limitée à 5 ou 15Ω selon les conditions locales et en fonction du régime de neutre MT ;
- Un coefficient de couplage entre la prise de terre des masses MT et les prises de terre du neutre BT limitée à une valeur de 15 % ;
- Une séparation des prises de terre des masses MT et du neutre BT.

Pour les zones urbaines denses :

- Une limitation à 1000 A du courant MT de défaut franc à la terre ;
- Une interconnexion des prises de terre des masses MT et du neutre BT ;

Une valeur de résistance globale de prise de terre des masses MT et du neutre BT inférieure à 1Ω .

Les manœuvres sur le réseau sont à l'origine de la plupart des surtensions à front lent apparaissant sur le réseau basse tension français. Ces surtensions sont largement supportées par le matériel de réseau[38].

Les surtensions à front rapide ont pour origine la foudre. On peut distinguer 3 cas différents (voir Figure 2) :

- a) Un coup de foudre frappe directement une ligne basse tension. Cela conduit, sauf cas exceptionnel, à un amorçage. Toutefois on peut considérer que l'impact direct d'un coup de foudre sur une ligne est un événement rare car les lignes basse tension sont à faible hauteur par rapport au sol et elles sont généralement situées dans un environnement de bâtiments plus élevés qui les protègent contre les coups de foudre directs. Il serait disproportionné de réaliser un dimensionnement des réseaux basse tension résistant aux contraintes dues aux coups de foudre directs. On notera toutefois que [37] présente une méthodologie de sélection de la classe énergétique des

parafoudres basse tension s'appuyant sur l'étude des transitoires électromagnétiques dus aux coups de foudre directs.

- b) La foudre tombe en amont sur la ligne moyenne tension ; elle occasionne une surtension qui se propage sur le réseau basse tension, après passage au travers du poste moyenne tension / basse tension. En s'appuyant sur des essais et des simulations numériques, il a été montré [38] qu'il était possible d'obtenir des surtensions phase / terre lointaine de valeur crête 14 kV, si l'éclateur situé dans le disjoncteur BT entre les masses du poste et le neutre BT amorce, et de 8 kV s'il n'amorce pas.
- c) La foudre tombe au sol, à proximité d'une ligne basse tension. Elle occasionne, par couplage électromagnétique, une surtension induite sur les conducteurs.

C'est l'analyse de ce dernier cas qui fait l'objet de l'étude présentée dans ce chapitre. On souhaitait examiner :

- l'influence du mode de connexion au neutre (TN,TT, voir §3.1) sur les surtensions de foudre contraignant les équipements électriques des clients domestiques
- le bénéfice apporté par l'installation de parafoudres à la connexion d'un client domestique.

La réglementation actuelle [39] n'impose pas la mise en place systématique de dispositifs de protection aux surtensions transitoires sur les réseaux de distribution basse tension. Elle prévoit toutefois, si cela est nécessaire, des mesures complémentaires telles que l'usage de parafoudres BT ou l'interconnexion de l'ensemble des prises de terre du réseau.

L'étude présentée ici doit permettre d'avoir des idées générales sur le risque d'apparition de surtensions dangereuses pour les équipements des clients et sur les contraintes en énergie appliquées aux parafoudres, en étudiant l'effet de certains paramètres tels que le mode de mise à la terre ou l'usage ou non de parafoudres sur les contraintes appliquées aux équipements d'un client domestique. Elle a conduit à combiner l'emploi d'une approche probabiliste pour prendre en compte la nature stochastique de la foudre, et celui du logiciel EMTP muni d'un module de foudre induite calculant le couplage d'un coup de foudre à une ligne électrique et s'appuyant sur le modèle de couplage présenté au chapitre précédent de ce mémoire de thèse. Nous avons réalisé l'essentiel de cette étude dans un programme de recherche commun à France Télécom et EDF.

La première partie du présent chapitre va traiter principalement des aspects probabilistes (§2). On y décrit en particulier la méthode de Monte-Carlo optimisée qui a été mise au point pour traiter le problème et on explique les avantages qu'elle présente par rapport à une méthode de type Monte-Carlo classique.

Le chapitre se poursuit par la description de la configuration étudiée (§ 3.1), qui correspond à une configuration assez typique de celles pouvant être rencontrées en France pour des clients domestiques. On présente enfin les résultats des calculs qui sont la forme des surtensions en fonction du temps en des points du système électrique d'un client domestique (§ 3.2), ou l'énergie absorbée par des parafoudres (§ 3.3) protégeant l'installation du client, évalués pour des coups de foudre spécifiques, ou des résultats stochastiques qui correspondent au risque de défaillance à la foudre de certains équipements d'un client (§ 3.3.1).

2 Evaluation de la fonction de répartition de la valeur crête des surtensions de foudre

2.1 Les difficultés spécifiques et la nécessité de disposer d'une méthode numérique efficace

La mise en œuvre de l'évaluation de la fonction de répartition de la valeur crête des surtensions de foudre nécessite de prendre en compte plusieurs variables aléatoires concernant la foudre car il faut considérer les caractéristiques électriques des coups de foudre, mais aussi leur point d'impact au sol. Les surtensions dues à un coup de foudre sont déterminées par simulation numérique à l'aide du logiciel EMTP, en employant le modèle de couplage présenté au chapitre 2. Chacune de ces simulations nécessite un temps de calcul important. Pour déterminer la fonction de répartition de la valeur crête des surtensions de foudre il est nécessaire de prendre en compte un grand nombre de configurations des variables aléatoires de base modélisant les coups de foudre. La principale difficulté de ce type de calcul réside dans le fait qu'il n'est pas possible de multiplier le nombre des simulations réalisées avec EMTP sous peine d'aboutir à un temps de calcul prohibitif. Il est donc nécessaire d'employer une méthode de calcul de risque s'appuyant sur un choix judicieux des simulations EMTP afin d'en limiter le nombre. Pour cette raison, nous avons mis au point la méthode probabiliste qui est présentée dans ce chapitre. Ses avantages par rapport à une méthode de Monte-Carlo classique sont expliqués de façon générale en §2.3.

2.2 La formulation du problème

On appelle U_c la valeur crête de la surtension de foudre induite contraignant l'équipement considéré du réseau de distribution. Un coup de foudre est modélisé par son premier arc en retour (les arcs subséquents ne sont pas pris en compte car ils sont en général d'intensité plus faible que le premier arc en retour). Il est caractérisé par 3 variables aléatoires de base indépendantes (X, Y, I) qui représentent les coordonnées du point d'impact (X, Y) et la valeur crête du courant de foudre. Il a été décidé, compte-tenu des imprécisions générales de l'approche, de choisir, pour la valeur du temps de front du courant de foudre T_f , la valeur médiane de la distribution dérivée par rapport à I . C'est-à-dire [28] :

Pour $I > 20$ kA

$$\text{éq. 1} \quad T_f = 0.154I^{0.624}$$

Pour $I < 20$ kA

$$\text{éq. 2} \quad T_f = 0.0834I^{0.828}$$

Le temps à mi-queue du courant de foudre est supposé constant.

Soit $h_c(\cdot)$ la fonction qui lie la variable U_c aux variables aléatoires de base (X, Y, I) . Nous avons :

$$\text{éq. 3} \quad U_c = h_c(X, Y, I)$$

Enfin, on considère N_{uo} , le nombre moyen annuel de surtensions induites dont la valeur U_c est supérieure à u_0 .

N_{uo} s'exprime comme le produit du nombre N_s de coups de foudre frappant, en moyenne annuellement, une bande géographique entourant la ligne de distribution, par la probabilité $P(U_c > U_0)$, sachant qu'un coup de foudre frappe la bande géographique considérée.

équ 4
$$N_{uo} = N_s P(U_c > U_o)$$

Le nombre de coups de foudre frappant en moyenne annuellement une bande de sol rectangulaire délimitée par les points de coordonnées $(x_{min}, 0)$ et $(x_{max}, 0)$ le long de l'axe des x , et par les points $(0, y_{min})$ et $(0, y_{max})$ le long de l'axe des y est donné par :

équ 5
$$N_s = N_g (x_{max} - x_{min})(y_{max} - y_{min})$$

où N_g est la densité de coups de foudre au sol.

Soit $f_{X,Y,I}(\cdot)$ la densité de probabilité de la variable aléatoire (X, Y, I) , nous avons :

équ 6
$$P(U_c \geq U_o) = P(h_c(X, Y, I) \geq U_o) = \iint_{h_c(x,y,i) \geq U_o} f_{X,Y,I}(x, y, i) dx dy di$$

On suppose que le sol est plat et qu'il ne présente pas d'aspérités pouvant attirer de façon privilégiée les coups de foudre.

Les variables aléatoires X , Y et I sont indépendantes deux à deux, on peut donc exprimer la densité de probabilité $f_{X,Y,I}(\cdot)$ de la façon suivante :

équ 7
$$f_{X,Y,I}(x, y, I) = f_X(x) f_Y(y) f_I(i)$$

Où X et Y suivent une loi uniforme dont la densité de probabilité s'exprime par :

équ 8
$$f_X(x) = \frac{1}{(x_{max} - x_{min})} \quad \text{pour } x_{min} < x < x_{max}$$

$$f_X(x) = 0 \quad \text{autrement.}$$

équ 9
$$f_Y(y) = \frac{1}{y_{max} - y_{min}} \quad \text{pour } y_{min} < y < y_{max}$$

$$f_Y(y) = 0 \quad \text{autrement.}$$

La loi de probabilité de la valeur crête du courant de foudre, qui fait référence au niveau international et qui est fournie par [28], correspond à des coups de foudre mesurés sur des tours ou des lignes. Elle privilégie les courants forts, à cause de l'attraction exercée sur les coups de foudre par les structures hautes par rapport au sol. La loi de probabilité de densité f_i employée ici est une loi de probabilité « au sol ». Elle se déduit de la loi précédente en prenant en compte le modèle électrogéométrique [29][30][31].

Sa densité de probabilité peut être approximée par celle d'une loi log-normale par morceaux. Elle s'exprime de la façon suivante, si la fonction de répartition proposée par [28] est « débiaisée » à l'aide du modèle électrogéométrique de Love, en supposant que les structures sur lesquelles les mesures de courants de foudre ont été réalisées, avaient une hauteur de 40 m [31] :

équ 10
$$f_I(i) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}i\sigma_I} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(i/\mu_I)}{\sigma_I}\right)^2}$$

avec :

	I < 20 kA	I > 20 kA
σ_I	1.33	0.605
μ_I (kA)	36.2	26.2

On notera que, dans un but de simplification justifié par le fait que les paramètres électriques des coups de foudre sont aujourd'hui encore mal connus, nous avons choisi de ne pas représenter le temps de front des coups de foudre t_f comme une variable aléatoire. Nous déduisons sa valeur de la façon suivante [28] :

$$t_f = 1.77I^{0.188} \quad \text{Pour } I < 20 \text{ kA}$$

$$t_f = 0.906I^{0.411} \quad \text{autrement.}$$

2.3 Les limites de la méthode de Monte-Carlo classique

Certains auteurs ont proposé d'évaluer la loi de probabilité des surtensions de foudre induite en employant directement une méthode de Monte Carlo. Pour cela, on choisit un nombre important de coups de foudre suivant les lois de probabilité suivies par les variables aléatoires de base de la foudre, puis on estime la surtension générée par chacun de ces coups de foudre. La probabilité $P(U_c > u_o)$ est déterminée de façon approximative par le rapport du nombre de coups de foudre étant à l'origine d'une surtension dont la valeur excède u_o , au nombre total de coups de foudre choisis de façon aléatoire.

Une telle approche présente plusieurs inconvénients majeurs : elle nécessite un temps de calcul important qui est dû au grand nombre de coups de foudre qu'il faut considérer pour obtenir une approximation correcte de $P(U_c > U_o)$. Par ailleurs, elle peut conduire à calculer plusieurs fois les surtensions occasionnées par le même coup de foudre.

Pour éviter les inconvénients cités précédemment, une méthode de réduction de variables a été considérée dans [25][26]. Elle repose sur le regroupement des coups de foudre générés de façon aléatoire dans des classes de coups de foudre représentatifs définies par l'utilisateur. On considère que, dans chacune de ces classes, les coups de foudre ont des variables de base de valeurs suffisamment voisines pour que les surtensions qu'ils occasionnent puissent être approximativement considérées comme identiques. Cela permet de n'effectuer le calcul des surtensions induites que pour un élément de la classe (l'isobarycentre a été choisi dans [25][26]). Ainsi pour 10^6 coups de foudre, seulement 2500 simulations ont été effectuées avec EMTP. La difficulté de cette méthode repose principalement sur la définition des classes car le résultat est très sensible à la définition des frontières entre classes.

2.4 L'emploi d'une méthode de Monte-Carlo optimisée

Ce paragraphe présente la méthode de Monte-Carlo optimisée que nous avons mise au point.

Soit la fonction $h_c(X,Y,I)$ qui donne la valeur crête de la surtension aux bornes de l'équipement dont on étudie le risque de défaillance. X, Y, I sont les variables aléatoires de base [91].

En s'appuyant sur l'hypothèse que $u_c = h_c(X,Y,I)$ et ses dérivées varient de façon continue et régulière en fonction des variables de base X, Y, I , on a proposé de déterminer le risque d'avoir $U_c > U_o$ de la façon suivante :

La valeur crête des surtensions de foudre est calculée en employant EMTP-RV pour un ensemble de coups de foudre choisi par l'utilisateur. Ces coups de foudre sont sélectionnés de façon à couvrir tous les cas de coups de foudre différents de manière significative. Pour cela, chaque variable de base est discrétisée avec un pas non uniforme. Ainsi la distance entre deux points d'impact est choisie petite dans la proximité de la ligne et de plus en plus grande au fur et à mesure qu'on s'éloigne de celle-ci. La valeur crête du courant de foudre est discrétisée avec un pas faible autour de la valeur médiane puis avec un pas plus important pour les fortes

valeurs. Ajoutons que, pour des raisons de symétrie, les simulations ne sont effectuées que pour des coups de foudre situés du même côté de la ligne.

L'évaluation du risque d'avoir $U_c > U_o$ est ensuite réalisée par une méthode de type Monte-Carlo, en s'appuyant sur les résultats de simulation obtenus dans l'étape précédente.

On choisit un grand nombre n de coups de foudre de façon aléatoire, suivant la loi de probabilité de chacune des variables aléatoires de base des coups de foudre :

$(x_1, y_1, i_1), \dots, (x_n, y_n, i_n)$. La suite correspondante (u_1, u_2, \dots, u_n) des valeurs crêtes de surtensions est définie en interpolant les résultats de simulation obtenus précédemment avec EMTP.

La loi de probabilité suivie par la valeur crête des surtensions induites est considérée de façon approximative comme étant la variable aléatoire discrète (u_1, u_2, \dots, u_n) où chaque réalisation a une probabilité :

$$\text{éq. 11} \quad p(u_i) = \frac{1}{n}$$

Si m est le nombre de réalisations dont la valeur est inférieure ou égale à U_o , nous avons :

$$P(U \leq U_o) = \frac{m}{n}$$

La fonction de répartition F_{U_o} de la valeur crête des surtensions induites est déterminée de façon approximative de la façon suivante :

$$\text{éq. 12} \quad F_{U_o} = P(U \leq U_o)$$

Le nombre moyen annuel de surtensions de foudre induite dont la valeur crête est supérieure à U_o est alors donné par :

$$\text{éq. 13} \quad N_{U_o} = N_g (x_{\max} - x_{\min})(y_{\max} - y_{\min})(1 - F_{U_o})$$

Où N_g est la densité de coups de foudre au sol.

Cette méthode présente l'avantage, comme la méthode de réduction de la variable présentée au paragraphe §2.3, d'être de type Monte-Carlo et d'éviter ainsi les problèmes complexes de frontière d'intégration qui auraient été rencontrés en calculant directement l'intégrale présentée à éq. 6 (ces problèmes auraient pu être prohibitifs si des variables aléatoires de base supplémentaires comme la pente du courant de foudre avaient été considérées).

La méthode décrite dans ce paragraphe introduit une amélioration dans la précision par rapport à la méthode de réduction de variables présentée au paragraphe §2.3 qui est liée à une meilleure représentation de la fonction h_c . Dans la méthode employant des classes, on considère des pavés de l'espace des variables aléatoires de base pour lesquels la fonction $h_c(X, Y, I)$ est approchée de façon approximative par une fonction constante, tandis-que dans la méthode décrite ici, la fonction $h_c(X, Y, I)$ est approchée de façon approximative par une fonction affine de X , Y et I sur chacun des pavés.

3 Application à un cas d'étude

On souhaitait lors de cette étude quantifier les surtensions susceptibles d'apparaître dans les installations chez un client domestique pour une configuration où le matériel électrique utilisé est proche de celui qui généralement employé en France. On cherchait plus particulièrement à connaître l'influence des caractéristiques du réseau basse tension telles que le régime de neutre employé ou le mode de protection aux surtensions, sur les contraintes diélectriques appliquées aux équipements des clients domestiques.

3.1 Description de la configuration

On a choisi pour cette étude une configuration typique de client domestique alimenté en basse tension. celui-ci est ainsi relié au réseau par une ligne aérienne 400 V longue de 470 m constituée de conducteurs torsadés (3 phases et neutre) aboutissant à un poste moyenne tension / basse tension (voir Figure 1). On ne s'intéresse qu'aux coups de foudre de type c (voir §1 et Figure 2) qui correspondent à des coups de foudre induits.

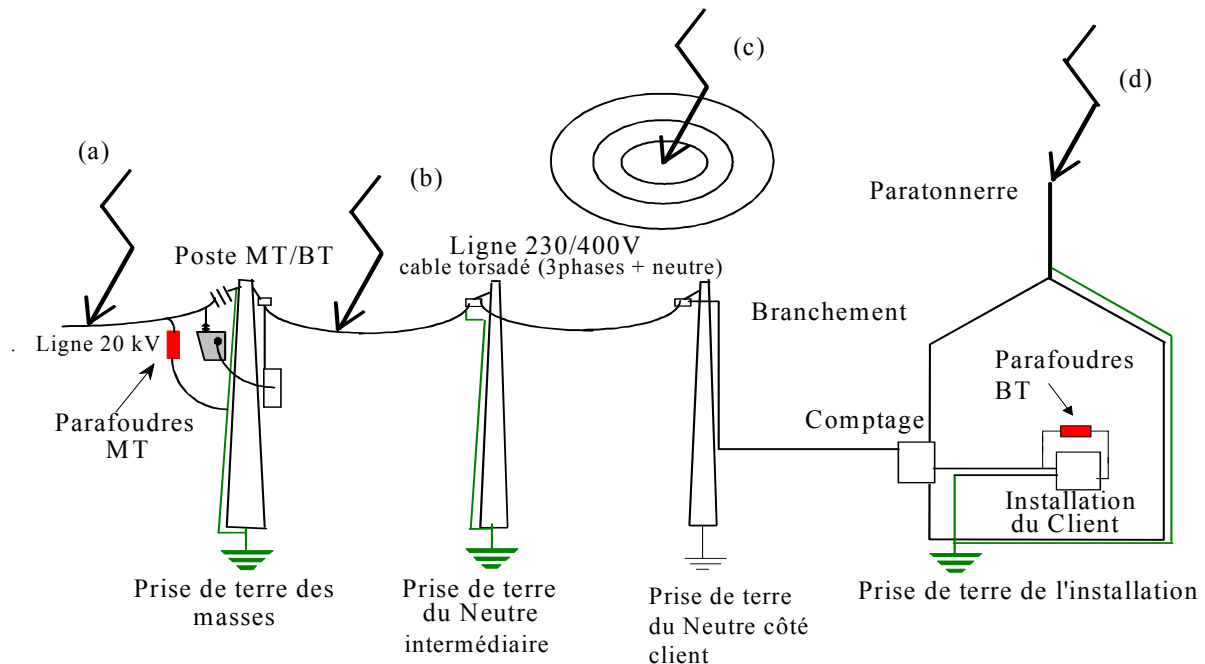


Figure 1 : Description du cas d'étude(extrait de [27]). Le client domestique est relié au réseau aérien 400V.

Le conducteur du neutre BT est électriquement le même depuis le transformateur HTA/BT jusqu'aux appareils des clients mais son raccordement à la terre présente différentes configurations. Dans une installation client, le régime de neutre est désigné symboliquement par des lettres qui ont la signification suivante :

- première lettre : situation du **neutre** de l'alimentation électrique par rapport à la **terre**

T liaison directe d'un point du conducteur neutre avec la terre ;

I soit isolation de toutes les parties actives par rapport à la terre, soit liaison du neutre avec la terre à travers une forte impédance.

- deuxième lettre : situation des **masses** de l'installation électrique par rapport à la **terre**

T masses reliées directement à la terre, indépendamment de la mise à la terre du neutre du réseau ;

N masses reliées directement au neutre mis à la terre (en courant alternatif le point mis à la terre est normalement le point neutre).

Nous utiliserons deux types de régime : le schéma TT basé sur le principe de la séparation des terres du réseau et des installations, et le schéma TN basé, lui, sur la liaison équipotentielle des terres du réseau et de l'installation. La France a adopté le schéma TT.

La tenue au choc de foudre des matériels de réseau (8 kV phase terre) est en général très supérieure à celle des matériels d'une installation (très variable mais qui peut descendre à 1.5 kV) qui sont plus vulnérables aux surtensions.

On considère l'installation perturbée triphasée représentée à la Figure 2.

4 conducteurs (les 3 phases et le neutre arrivent du réseau au tableau de comptage du client qui détermine sa consommation. Les conducteurs sont ensuite reliés au tableau de répartition qui permet de distribuer le courant dans tout le domicile du client où quatre départs ont été considérés.

Il s'agit de 4 conducteurs de 25 m. La configuration d'une installation sans aucune charge étant très peu réaliste et très pénalisante, les résultats donnés dans la suite de cette étude concernent les surtensions parvenant à l'extrémité ouverte d'un départ monophasé (au point 6), avec une charge comportant une résistance de 50 ohms en série avec une inductance de 50 mH entre phase et neutre à l'extrémité du troisième départ.

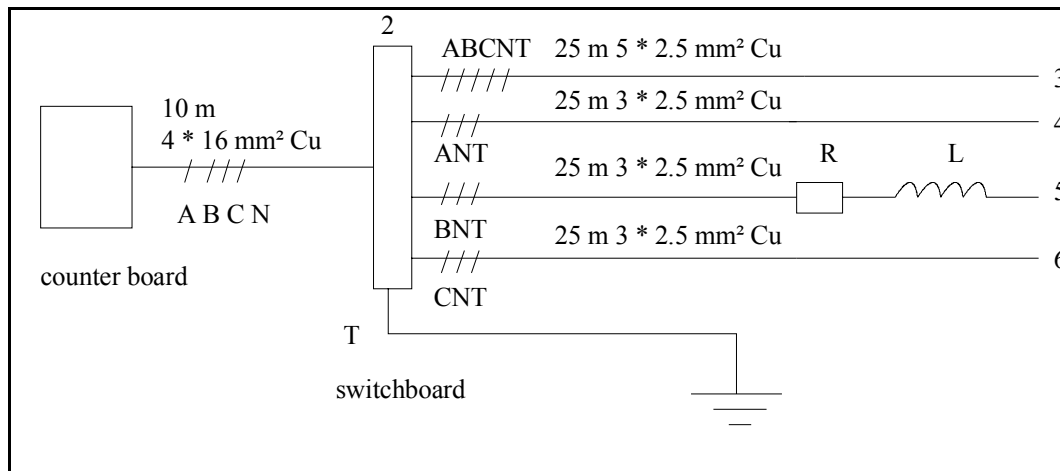


Figure 2 : Description de l'installation domestique (extrait de [27]). Elle est constituée de 4 départs dont un seul est connecté à une charge.

Les perturbations électromagnétiques étudiées ont pour origine le processus décrit ci-après. Le coup de foudre frappe le sol à proximité de la ligne et illumine le réseau de distribution. Cette illumination provoque une surtension qui se propage dans le réseau et dont une partie est transmise, en considérant toutes les réflexions adéquates, à l'intérieur de l'installation du client domestique représentée à la Figure 2.

Pour toutes les simulations numériques qui ont été réalisées, le couplage n'est représenté qu'entre le canal de foudre et la ligne aérienne du réseau BT qui alimente l'installation. On ne prend pas en compte le couplage entre le canal de foudre et les conducteurs de l'installation du client, car ceux-ci sont courts et installés dans un environnement qui risque d'atténuer fortement les effets de ce couplage.

Pour la ligne aérienne à basse tension, la configuration de ligne en conducteur torsadé [92] décrite à la Figure 3 a été retenue.

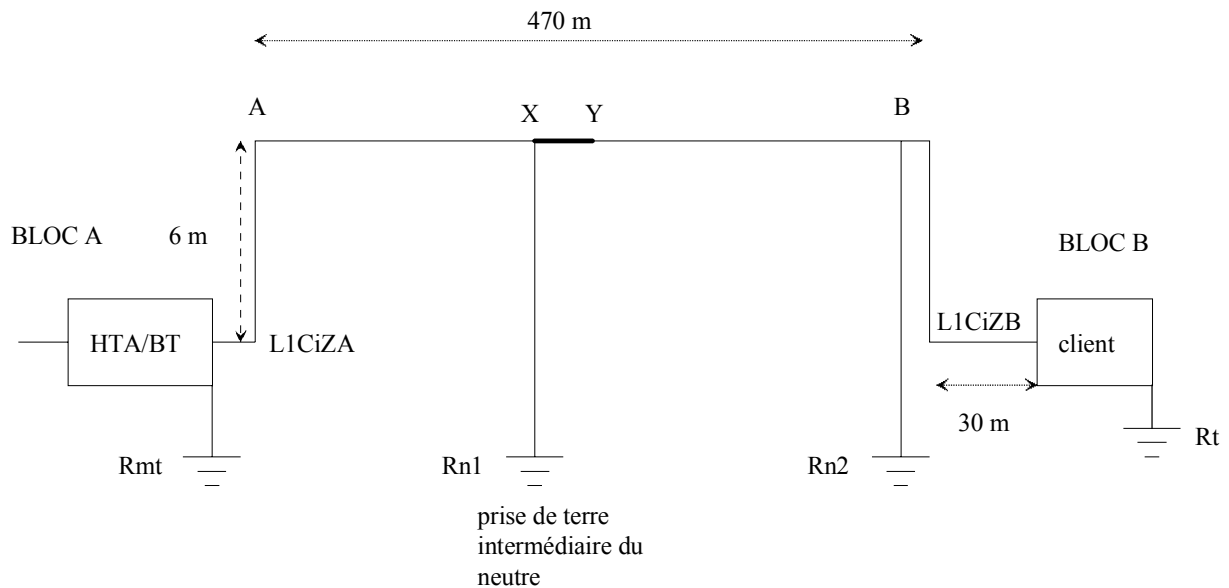


Figure 3 : Configuration considérée pour la ligne aérienne à basse tension.

Les cas suivants correspondant à différents régimes et différentes solutions de protection aux surtensions ont été étudiés :

1. la situation de référence correspondant au branchement TT sans protection, avec une prise de terre client de résistance R_t de valeur 50 ohms. Les prises de terre du neutre de la ligne aérienne à basse tension R_{mt} , R_{n1} et R_{n2} ont respectivement pour valeur de résistance 30 ohms, 15 ohms et 15 ohms. Cela conduit à une prise de terre du neutre globale résultante dont la résistance a une valeur de 7,5 ohms environ.
2. une interconnexion au niveau du tableau de répartition entre le neutre et la terre du client avec une prise de terre globale résultante de résistance 2.5 ohms pour assurer la sécurité des personnes (afin de limiter la montée en potentiel des masses de l'installation raccordées au neutre, en cas de défaut) . Cette configuration correspond au schéma TN. Les deux prises de terre du neutre en réseau sont ramenées à 5 ohms et la terre de l'installation à 30 ohms.
3. situation de référence, avec l'emploi de 4 parafoudres dont la tension de protection est de 2.5 kV, qui sont raccordés entre chacune des phases ou le neutre et la terre du client au niveau du tableau de répartition de l'installation (point 2).

3.2 Forme d'onde des surtensions induites

Le cas étudié est celui d'un coup de foudre qui frappe le sol aux coordonnées suivantes $x = 350$ m et $y = 200$ m (l'axe des x est colinéaire à la ligne, l'origine du repère se trouve à l'extrémité gauche de la ligne aérienne). Le courant de foudre a pour valeur crête 30 kA. On considérera le seul temps de front médian (temps qui correspond au maximum du courant de foudre) et un temps de queue de 150 μ s. De plus, on utilise un parafoudre dont la tension de protection est de 2500 V. Lors de la simulation des transitoires électromagnétiques, nous avons modélisé les parafoudres comme des éléments linéaires $U(I)$, à partir de leur caractéristique [71].

On examine les surtensions par rapport à la terre lointaine au niveau du point 6 sur la phase C et du point 5 sur la phase B (voir Figure 2) ainsi que les montées en potentiel du neutre et de la terre pour chaque cas . On présente pour chaque point de mesure la surtension calculée au point considéré en régime TT et en régime TT en présence de parafoudres.

De grosses différences d'amplitude suivant l'utilisation ou non de parafoudres sont constatées. Par contre les différences entre le régime TN et TT ne sont pas très importantes, le régime TN améliore un peu les choses en réduisant légèrement les surtensions (de l'ordre de 10 pour cents). Pour cette raison, nous simplifierons la lecture en ne montrant pas les résultats des simulations en régime TN.

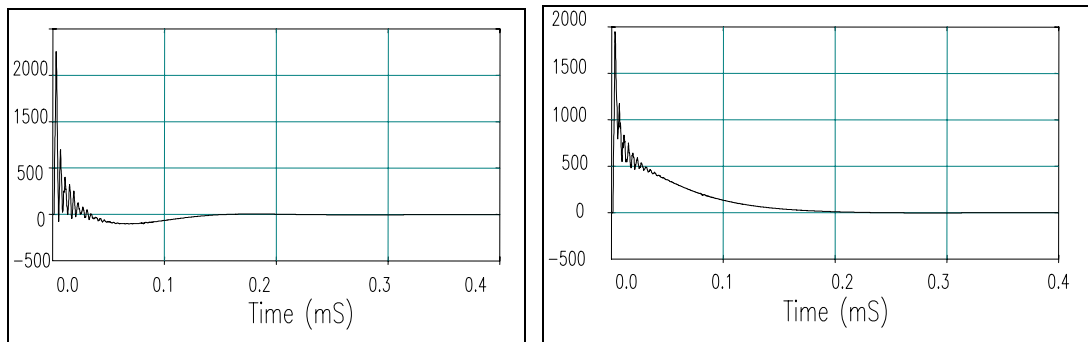


Figure 4 : Comparaison des terres locales ; tension (en V) en fonction du temps (ms). A gauche régime TT sans parafoudre, à droite régime TT avec parafoudres.

On compare sur la Figure 4 la surtension de la terre locale en régime TT sans parafoudre et en régime TT avec parafoudres. On constate qu'il existe une légère différence dans la forme d'onde, en revanche l'amplitude maximale de la surtension est identique. Les parafoudres n'ont donc pas d'effets à ce niveau.

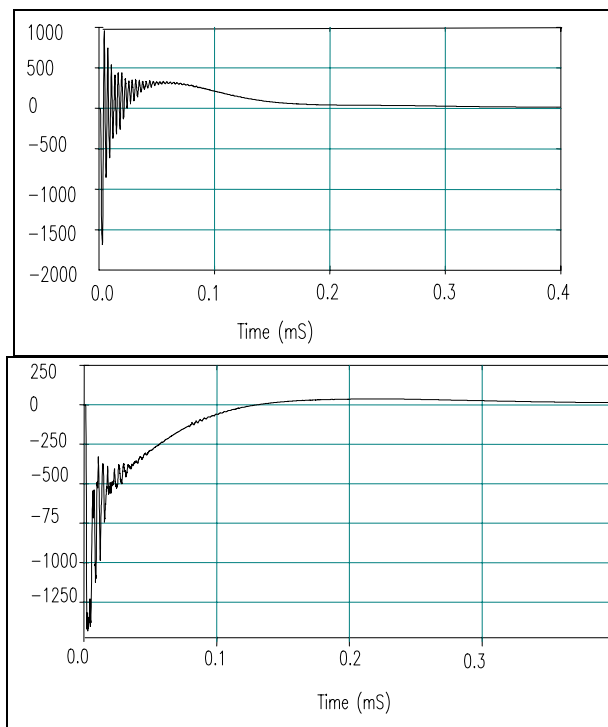


Figure 5 : Comparaison des ddp neutre- terre locale (courbe du haute régime TT sans parafoudre, courbe du bas régime TT avec parafoudres). Les surtensions sont en Volts en fonction du temps.

Au contraire, on voit sur la Figure 5 que la présence des parafoudres conduit à une réduction de la différence de potentiel entre le neutre et la terre locale.

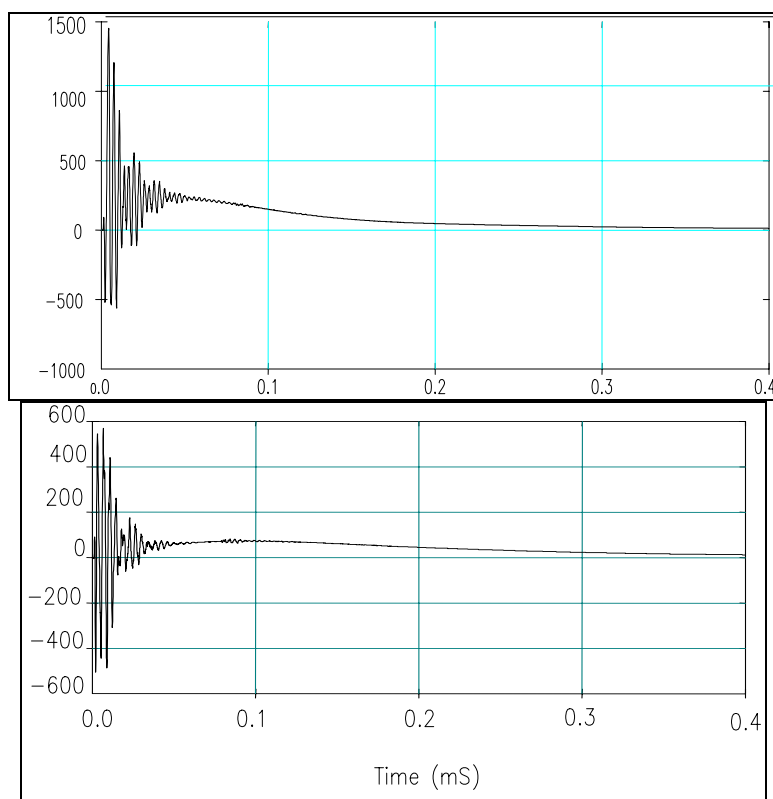


Figure 6 : Comparaison des tensions neutre - terre lointaine (les tensions sont en Volts) - la courbe supérieure est sans parafoudre et la courbe inférieure est avec parafoudres. Tension en V en fonction du temps.

On constate que la présence des parafoudres permet de réduire les valeurs crêtes de la tension neutre – terre lointaine.

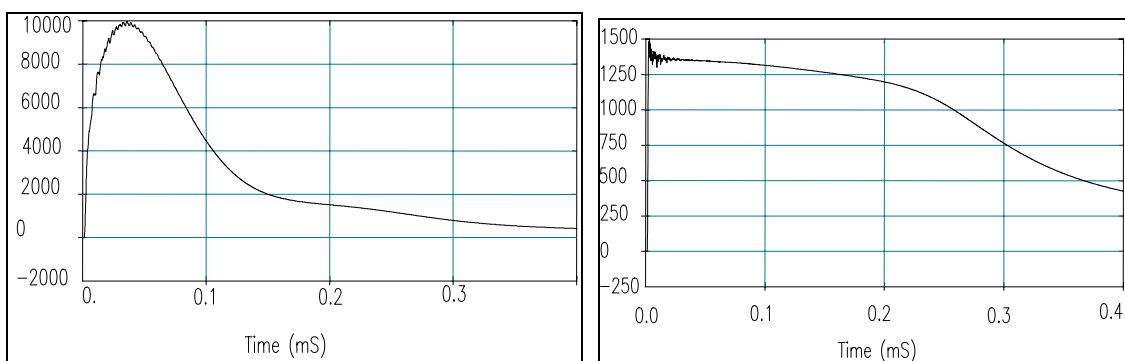


Figure 7 : Surtension phase C - terre locale au point 6 (Volts) en fonction du temps (ms). La courbe de gauche donne le cas sans parafoudre et la courbe de droite le cas avec parafoudres.

C'est sur les différences de potentiel des conducteurs par rapport aux terres locales qu'on voit le plus l'effet des parafoudres. En effet, ces derniers sont disposés entre les trois conducteurs

A, B, C , neutre et la terre locale au point 2 (voir Figure 3) ; ils permettent ainsi d'écouler une partie du surcourant avant que les surtensions n'arrivent aux extrémités des installations des clients. On voit ainsi sur la figure précédente qu'ils permettent de limiter la valeur crête de la surtension à environ 1500 V alors qu'en régime TT sans parafoudre, cette valeur est voisine de 10 000 V.

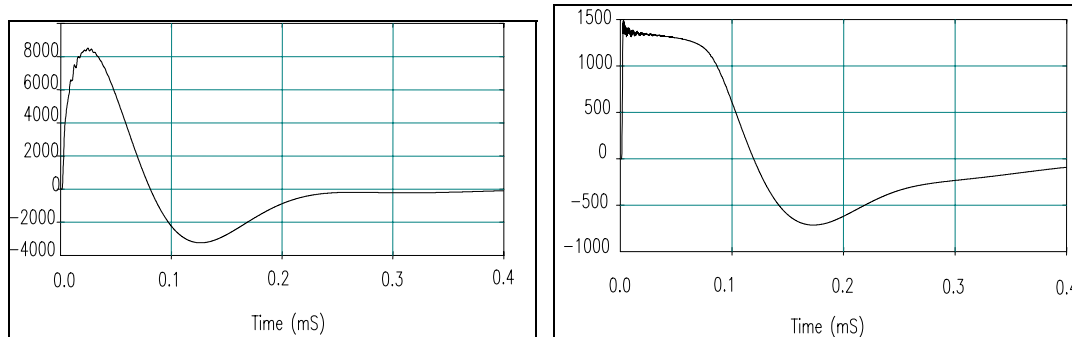


Figure 8 : Surtension phase B / terre locale au point 5 (phase chargée)(Volts) en fonction du temps (ms). La courbe de gauche correspond au cas sans parafoudres et la courbe de droite est le cas avec parafoudres.

On aboutit à la même conclusion que ci-dessus pour la phase chargée en ce qui concerne l'usage des parafoudres. Par ailleurs, on constate que le chargement de la phase permet de diminuer la valeur crête des surtensions. Ainsi, la présence de la charge réduit la valeur crête des surtensions de 10 000 V à 8000 V, dans le cas sans parafoudres. La surtension ne dépasse pas 1500 V en présence de parafoudres. On constate donc l'intérêt de les inclure dans les installations pour leur effet spectaculaire.

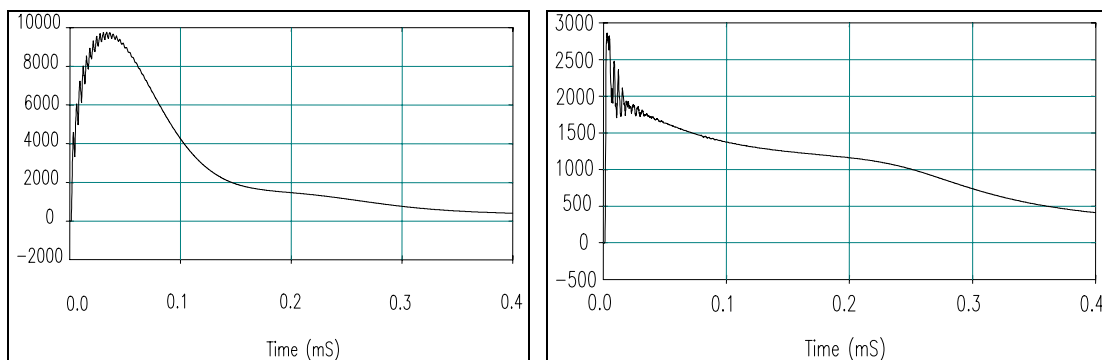


Figure 9 : Surtension phase B / terre locale au point 5 (phase chargée)(Volts) en fonction du temps (ms). La courbe de gauche correspond au cas sans parafoudres et la courbe de droite est le cas avec parafoudres.

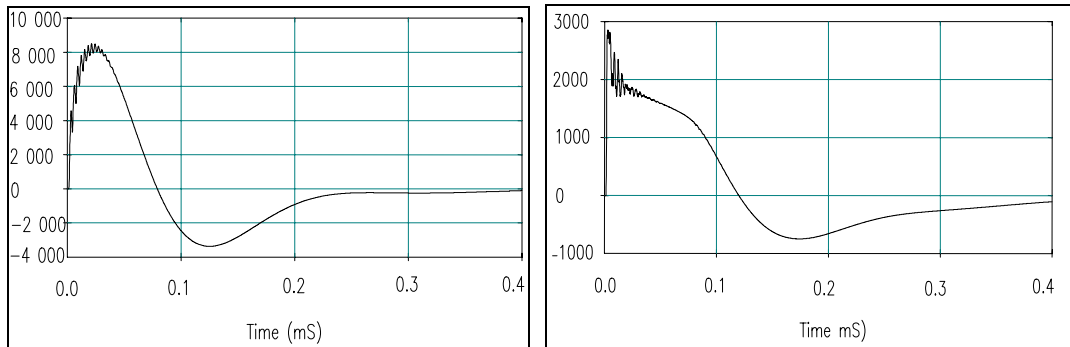


Figure 10 : Valeur crête de la différence de potentiel phase C / neutre au point 5 (Volts) en fonction du temps (ms). La courbe de gauche correspond au cas sans parafoudre et celle de droite au cas avec parafoudres.

Lorsqu'on compare les surtensions phases / neutre et les surtensions phase / terre lointaine, on constate qu'il y a très peu de différences. En effet, la différence de potentiel neutre - terre locale est faible car en régime TN on met directement le conducteur de neutre à la terre.

On peut aussi visualiser l'effet du point d'impact des coups de foudre sur la valeur crête des surtensions au point 5, c'est-à-dire la phase chargée. On trace, pour un coup de foudre de valeur crête 30 kA, des lignes de niveau correspondant à une valeur donnée de la crête des surtensions au point considéré.

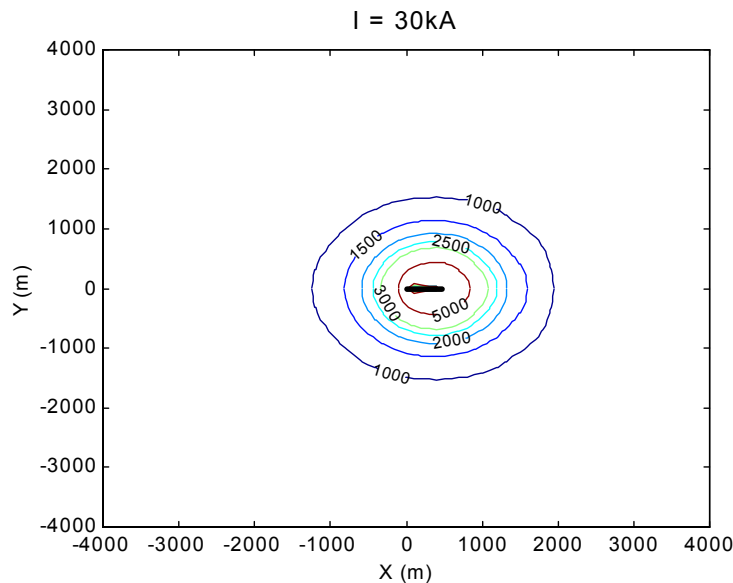


Figure 11 : Lignes de niveau de surtensions au point 5, pour un coup de foudre de 30 kA

3.3 Etude déterministe des contraintes énergétiques appliquées aux parafoudres

Ce paragraphe étudie les sollicitations énergétiques appliquées aux parafoudres. On rappelle qu'il y a quatre parafoudres installés entre chaque phase ou le neutre et la prise de terre à l'entrée de l'installation. Les simulations montrent que l'énergie, qu'ils absorbent, reste très faible. D'un point de vue intuitif, on se doute qu'en foudre induite les contraintes énergétiques sont beaucoup plus faibles qu'en foudre directe ; nous allons voir dans quelle mesure.

On prend ainsi l'exemple d'un coup de foudre dont le courant du premier arc a une valeur crête exagérément importante de 200 kA (temps de queue 150 micros et temps de crête 12.6

micros) tombant à 20 m de la ligne (par exemple sur un arbre) et on examine l'énergie absorbée par chaque parafoudre. Ce cas est l'un des plus contraignants.

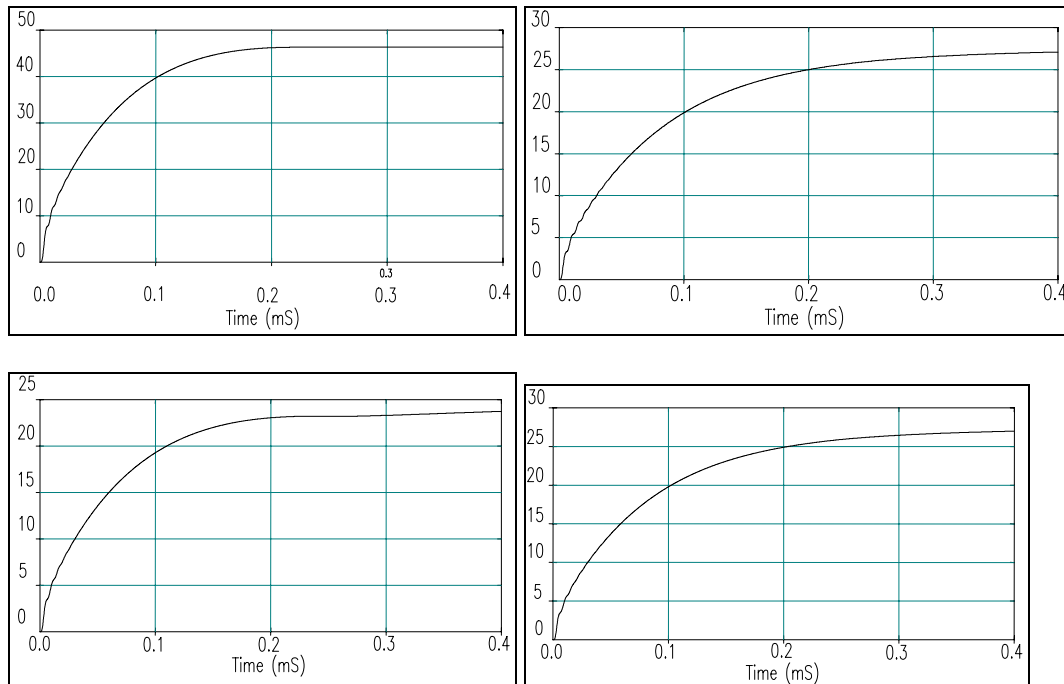


Figure 12 : Energie (en J) absorbée dans chacun des parafoudres de niveau de protection 2500 V, en fonction du temps (ms).

En relevant la tension et le courant circulant dans le parafoudre de la phase A, on peut vérifier la cohérence des résultats des simulations. Dans le cas choisi, on constate, grâce à la Figure 13 ci-dessous que I et U ont respectivement pour valeurs moyennes 42 A et 1463 V. L'intensité du courant est négligeable après 400 μ s.

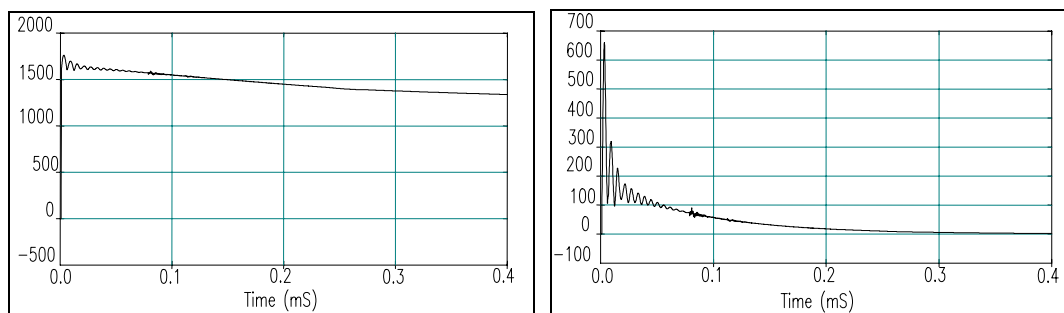


Figure 13 : Surtension (V) aux bornes du parafoudre 2500 V de la phase A et courant le traversant.

On peut vérifier que l'on se trouve bien sur la caractéristique du parafoudre grâce au zoom proposé. L'énergie est donc de l'ordre de $1463 \times 42 \times 400 \times 10^{-6} = 25$ J, ce qui confirme la cohérence des résultats des simulations numériques.

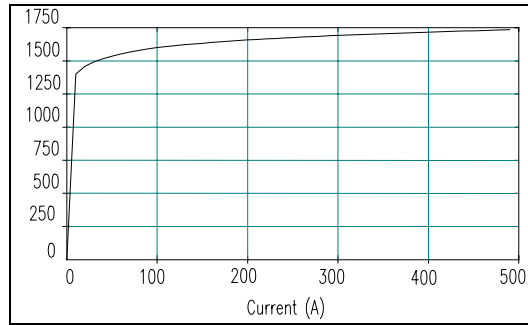


Figure 14 : Zoom de la caractéristique du parafoudre 2500 V.

Le même type de vérification peut être réalisé avec les parafoudres de niveau de protection plus réduit (1500 V). On remarque d'ailleurs que l'énergie absorbée par ce parafoudre est plus faible que par celui dont la protection est de 2500 V (On notera toutefois que sa capacité énergétique est plus faible, car la tenue énergétique d'un parafoudre est donnée en kJ / kV de tension assignée). Le même courant y circule (43 A) alors que la tension à ses bornes est de 840 V au lieu d'environ 1400 V. Ce courant n'est pas fixé par les caractéristiques du parafoudre.

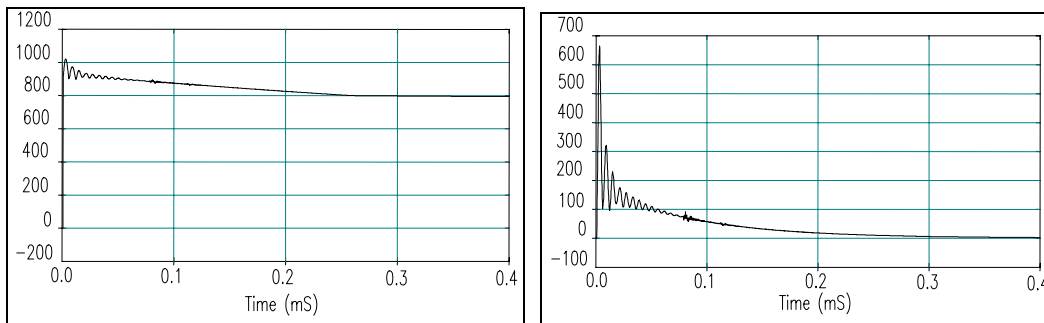


Figure 15 : Tension et courant au parafoudre de tension de protection 1500 V installé à la phase A

De la même manière, on constate qu'on se trouve aussi sur la caractéristique du parafoudre qui est donnée à la Figure 16 ci-après.

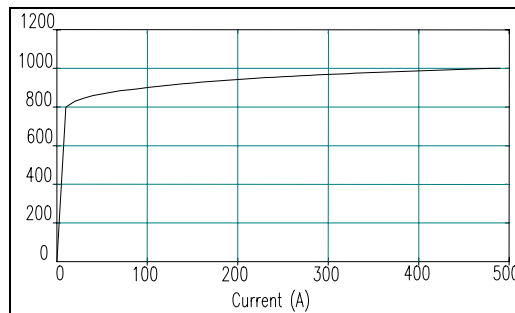


Figure 16 : Zoom de la caractéristique du parafoudre 1500 V.

L'énergie qu'on peut calculer est de l'ordre de 15 J ; ce résultat est cohérent avec les résultats des simulations numériques.

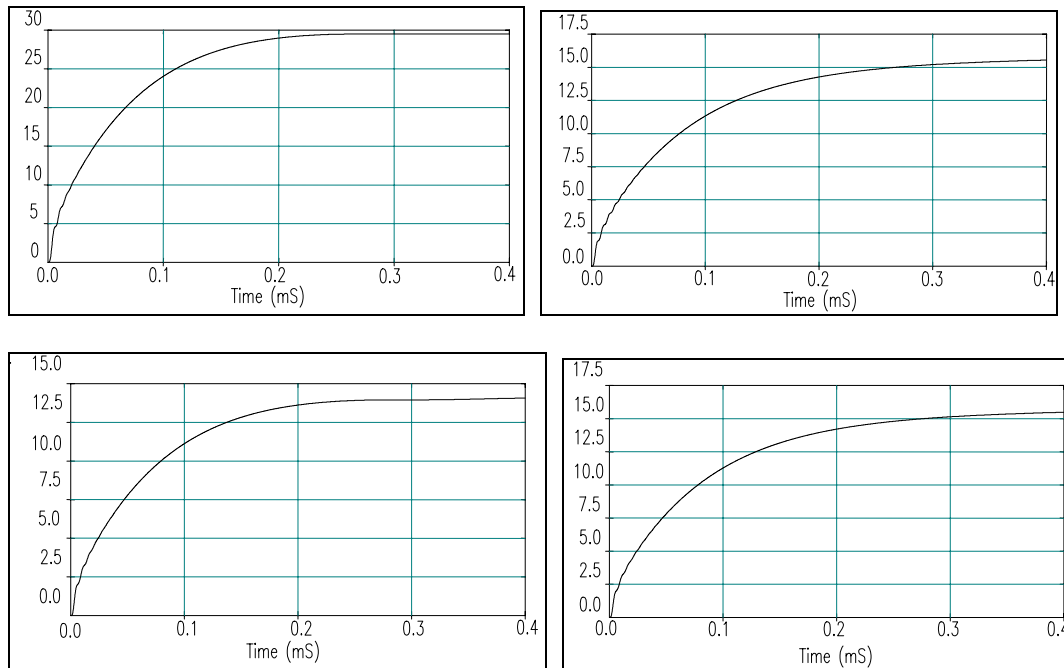


Figure 17 : Energie (J) absorbée par les différents parafoudres dont la tension de protection a pour valeur 1500 V.

Pour avoir une idée de l'atténuation de l'énergie liée au déplacement des différents points d'impact des coups de foudre et aux changements d'intensité des courants de foudre, on peut visualiser les surfaces d'énergie.

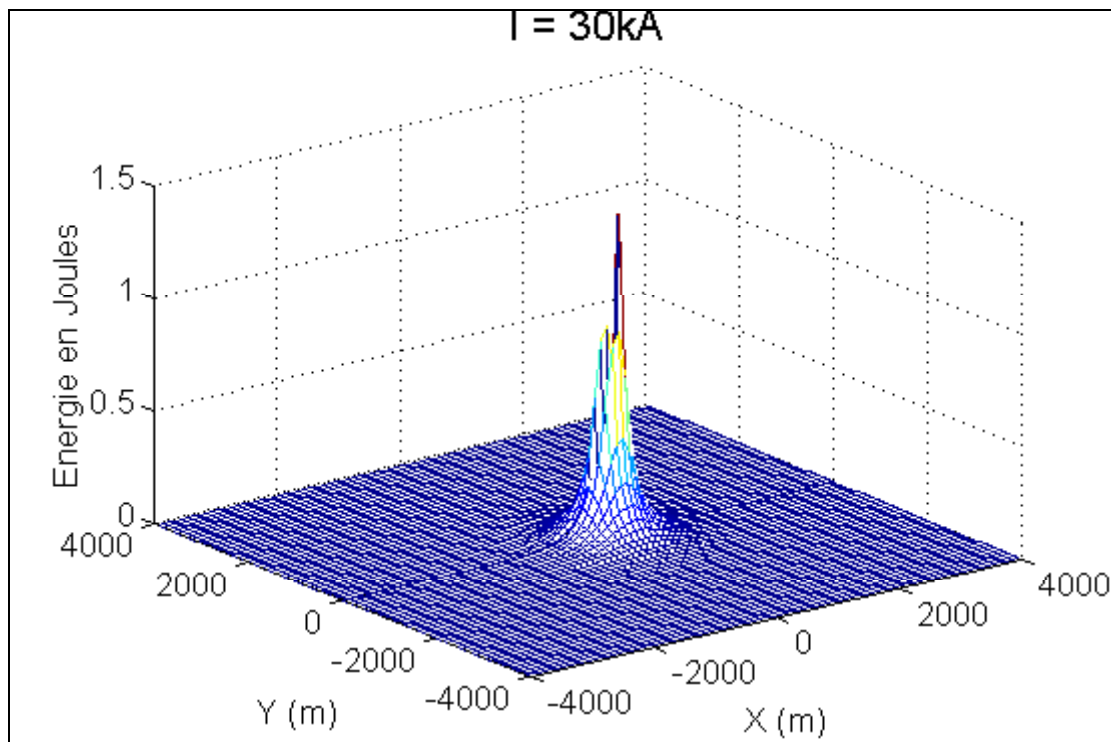


Figure 18 : Energie transiente dans le parafoudre de la phase A pour un courant de valeur crête $I=30$ kA.

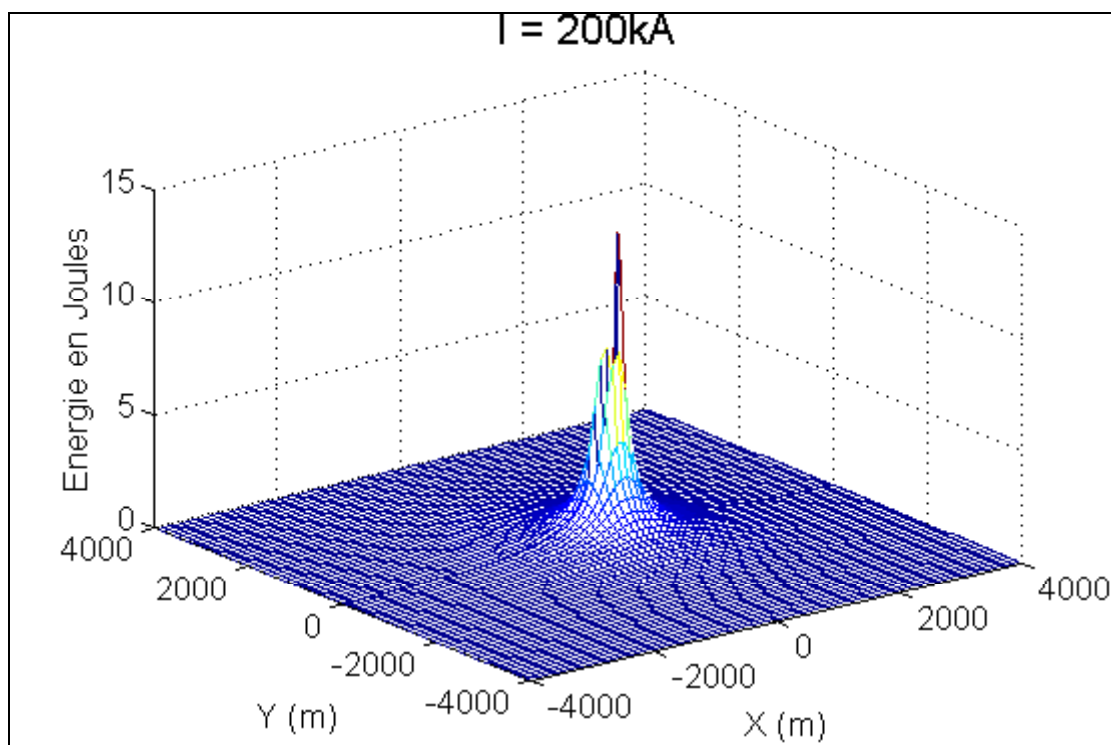


Figure 19 : Energie absorbée par le parafoudre de la phase A, pour un coup de foudre dont le courant a une valeur crête de 200 kA.

On constate qu'on multiplie par 10 environ l'énergie transiting dans le parafoudre quand on passe d'un courant de foudre de valeur crête 30 kA à un courant de foudre de valeur crête 200 kA. La contrainte énergétique est très localisée et s'atténue rapidement quand on s'éloigne de l'ouvrage aérien. Comme il a été écrit précédemment, un parafoudre de niveau de protection inférieur à un autre parafoudre va être contraint par une énergie plus faible. Malgré tout, ces contraintes de foudre induite sont très faibles par rapport à la tenue énergétique de l'ordre du kilojoule des parafoudres les plus faibles, cette tenue étant nécessaire pour supporter les conséquences des coups de foudre directs [37].

3.3.1 Calcul du risque d'obtenir des surtensions dangereuses par l'application de la méthode probabiliste

Les paragraphes précédents étaient consacrés à une étude déterministe des surtensions appliquées aux équipements d'un client domestique en basse tension et de l'énergie absorbée par les parafoudres installés à l'entrée de l'installation de ce client pour la protéger. Nous avons pu constater que les contraintes énergétiques dues à la foudre induite ne sont pas importantes, mais, qu'en revanche, les surtensions de même origine, sont susceptibles d'endommager les équipements domestiques. Pour cette raison, nous présentons dans la suite de ce chapitre, une analyse des surtensions basée sur la méthode de calcul du risque exposée au paragraphe 2.4.

3.3.1.1 Choix des coups de foudre pour lesquels un calcul de surtension est effectué

Comme il a été expliqué en §2.4, un des avantages importants de la méthode qui a été mise au point pour calculer le risque de défaillance des équipements est de limiter le nombre de

simulations numériques réalisées avec le logiciel EMTP-RV. Ce paragraphe donne les paramètres des coups de foudre pour lesquels les simulations numériques sont effectuées. Tout d'abord les coups de foudre donnant lieu à des calculs de surtension sont calculés uniquement pour un côté de la ligne basse tension, pour des raisons de symétrie. La valeur crête du courant de foudre prend les valeurs suivantes : 20 kA, 30 kA, 50 kA, 100 kA, 150 kA et 200 kA.

Pour le choix des points d'impacts des coups de foudre, il faut considérer les aspects suivants :

- Pour un coup de foudre de courant de valeur crête I donnée, la variation en fonction de la distance à la ligne perturbée de la valeur crête des surtensions qu'il induit est d'autant plus forte que son point d'impact est dans la proximité de la ligne ; de façon simplifiée tout se passe comme si le sol agissait comme un filtre passe bas sur le champ électrique généré par le coup de foudre. Le champ s'atténue beaucoup quand on est proche du canal de foudre et moins quand on en est éloigné (voir [3]).
- Par ailleurs les coups de foudre proches sont ceux qui contribuent beaucoup au risque de défaillance des équipements, il est donc nécessaire de réaliser un nombre important de simulations pour ces coups de foudre afin d'obtenir une bonne précision dans la partie de la courbe donnant le risque moyen annuel d'avoir une surtension de valeur crête de surtension induite supérieure à une valeur donnée, où il peut y avoir risque de défaillance par surtension des équipements basse tension (la tenue aux surtensions de foudre de ces équipements se trouve dans une plage allant de 5 kV à 10 kV).

En considérant que la ligne de longueur L est située le long de l'axe (x,x') et démarre au point de coordonnées $(0,0)$, les surtensions sont calculées pour des coups de foudre dont le point d'impact au sol peut prendre les coordonnées X et Y suivantes :

$X = 0, L / 10, 2L / 10, \dots, 10L/10, L + 100, L + 500, L + 1000, L + 2000, L + 3000, L + 4000, -100, -500, -1000, -2000, -3000, -4000.$

$Y = 50, 200, 500, 1000, 1500, 2000, 3000, 4000.$

Ces valeurs ont été déterminées en analysant la fonction $u_c = h_c(X,Y,I)$ (voir §2.4) donnant la réponse du système aux coups de foudre tombant dans la proximité de la ligne.

3.3.2 Résultats des calculs probabilistes de valeur crête des surtensions

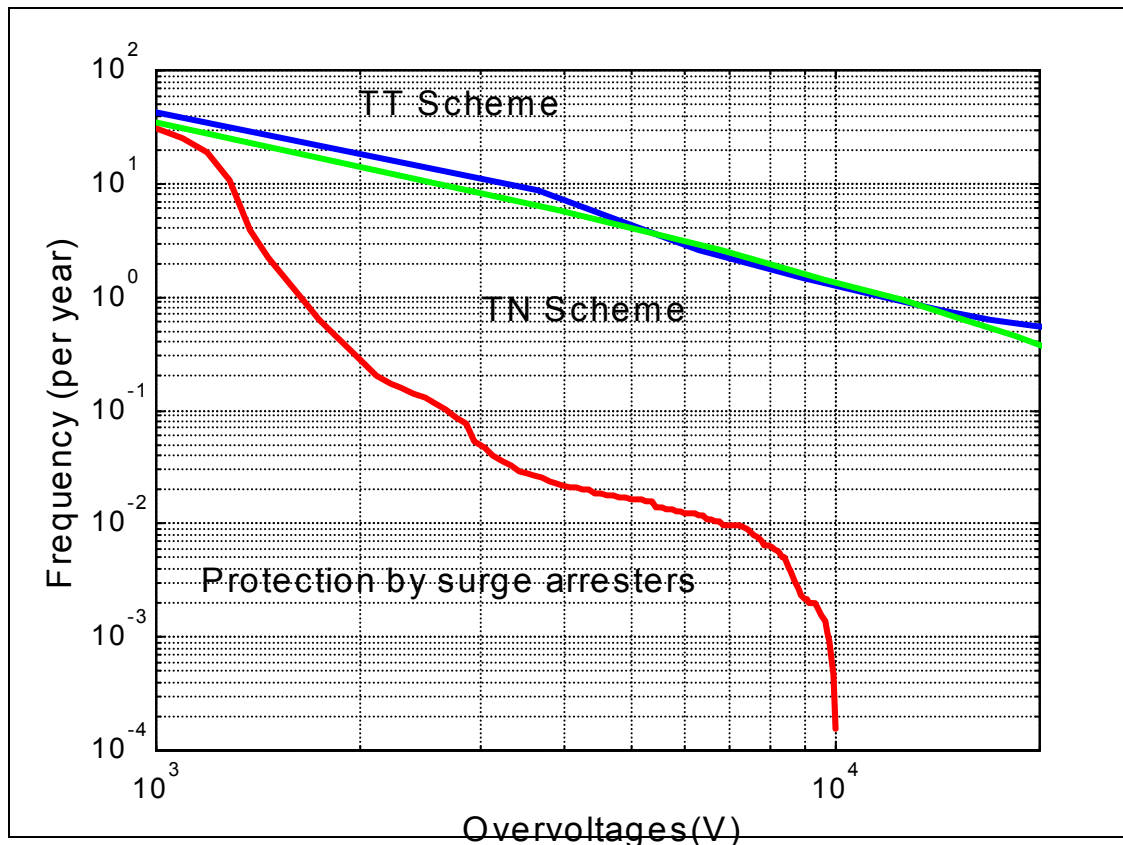


Figure 20 : Occurrence des surtensions phase - terre en régime TT au point 6. la courbe donne le risque d'avoir une surtension de valeur crête supérieure à une valeur donnée.

On peut voir sur la Figure 20 trois distributions de surtensions correspondant aux configurations suivantes : régime TT, régime TN et régime TT muni de parafoudres. On constate que la différence entre les régimes TN et TT est assez faible et que les courbes de distributions se rejoignent même pour des surtensions variant entre 5000 V et 10000 V, mais d'une manière générale les fréquences d'occurrence de surtensions supérieures à une valeur fixée sont inférieures en régime TN par rapport au régime TT. En revanche, on voit très bien l'influence nette des parafoudres : ainsi ces derniers limitent le niveau des surtensions à 10 000 V. Une comparaison chiffrée permet de mieux en estimer l'effet :

- en régime TT, il y a environ en moyenne 10 coups de foudre par an qui vont provoquer des surtensions dont la valeur crête est supérieure à 3000 V ;
- en régime TN, il n'y en a plus que 7 ;
- quand des parafoudres sont installés au tableau de répartition, il n'y a plus qu'un coup tous les 20 ans qui provoque des surtensions supérieures à 3000 V.

Il faut préciser que, du point de vue de l'ingénierie, c'est surtout la comparaison entre les cas qui fournit des enseignements intéressants, les résultats des calculs de risque de défaillance pris dans l'absolu sont à considérer avec prudence.

Pour étudier l'effet de la modélisation du courant de foudre, sur les résultats du calcul du risque de défaillance, nous nous sommes ensuite intéressés à l'effet du temps de front sur les distributions de surtensions. Nous proposons dans la figure qui suit une comparaison entre un temps de front court calculé par t_m sachant $I_f (0.154 I_F^{0.624})$ et un temps de front long calculé à

partir de t_{d30} sachant I_F corrigé par un coefficient de 0.7 ($0.906 I_F^{0.411}/0.7$) pour chaque courant de foudre utilisé [28]. La configuration du réseau utilisée pour cette comparaison est le régime TT .

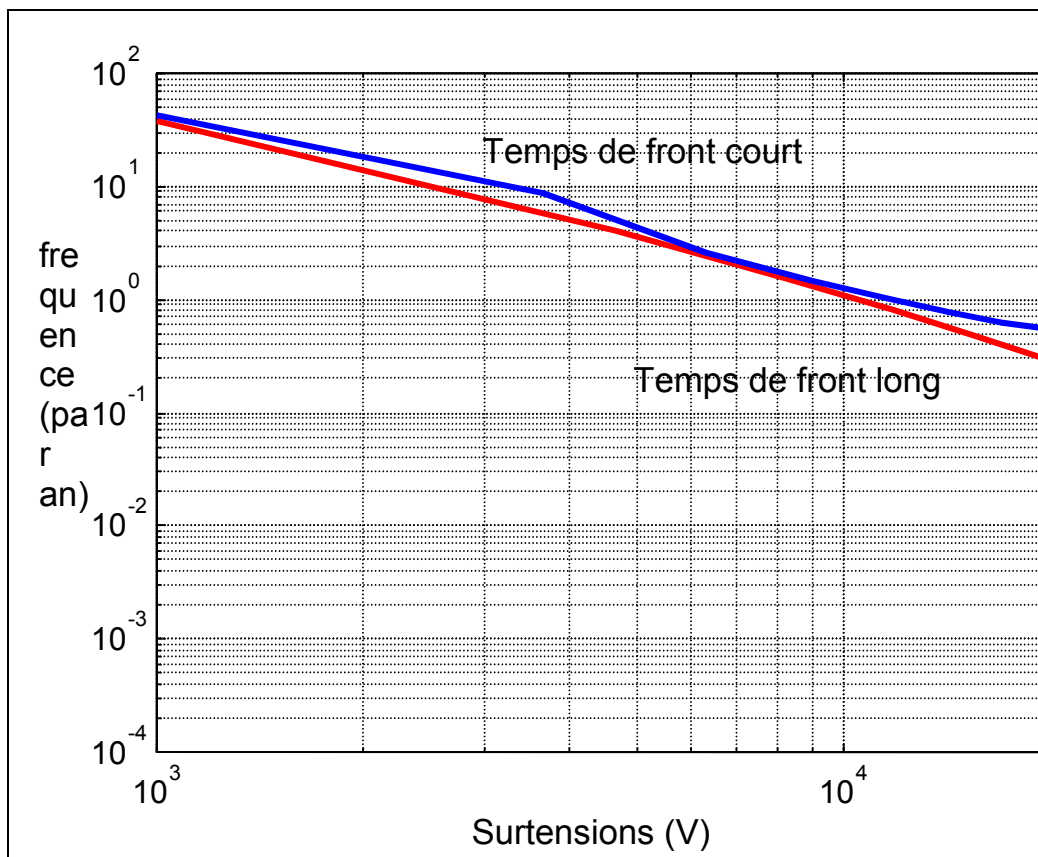


Figure 21 : Occurrence des surtensions phase - terre en régime TT au point 6 pour un temps de front long et un temps de front court.

Les résultats de cette comparaison présentés à la Figure 21 montre que, du point de vue du risque de défaillance des équipements, la raideur du front de l'onde de foudre n'a pas une grande influence. Toutefois, cela ne signifie pas qu'on ne puisse pas trouver des configurations de coups de foudre où le front d'onde a une forte influence sur la valeur crête des surtensions, cela montre simplement que ces configurations sont assez rares pour avoir un poids statistique négligeable.

4 Conclusions

Cette étude que nous avons menée s'est appuyée sur l'utilisation de notre modèle de couplage qui a été présenté au chapitre 2 de ce document, et sur l'application d'une méthode de Monte-Carlo optimisée permettant d'estimer le risque de défaillance des équipements dû à la foudre induite, que nous avons mise au point .

Elle a permis d'aboutir à plusieurs résultats intéressants pour la conception du réseau électrique à basse tension en ce qui concerne le risque de défaillance des équipements domestiques dû à la foudre induite. Tout d'abord il n'y a pas de gros avantages à relier le neutre du réseau à la mise à la terre des installations domestiques car l'effet sur la valeur crête des surtensions est très limité. On confirme en revanche que des parafoudres installés au tableau de connexion chez les clients domestiques protègent très efficacement. L'un des

résultats surprenants de cette étude est le fait que les contraintes énergétiques occasionnées à ces parafoudres par la foudre induite sont peu importantes et que ce sont les coups de foudre directs qu'il faut considérer pour leur dimensionnement énergétique.

Chapitre 4

Etude de la foudre directe
Méthode de calcul du taux d'amorçage des lignes aériennes

1	INTRODUCTION.....	115
2	LES ENJEUX DU CALCUL DU TAUX D'AMORÇAGE A LA Foudre DES LIGNES.....	115
2.1	L'ORIGINE DES AMORÇAGES DUS A LA Foudre	115
2.2	L'IMPORTANCE DE LA Foudre PARMIS LES CAUSES D'AMORÇAGE	116
2.3	L'IMPACT DES AMORÇAGES SUR LES PERFORMANCES D'UN RESEAU DE TRANSPORT.....	117
2.4	L'INTERET DU CALCUL DU TAUX D'AMORÇAGE A LA Foudre – SON APPLICATION PRATIQUE	118
3	PRESENTATION DE L'APPROCHE DE CALCUL MISE AU POINT A EDF R&D.....	119
3.1	LES PRINCIPALES ETAPES DU CALCUL DU TAUX D'AMORÇAGE	119
3.2	LE CALCUL DE L'INCIDENCE DE LA Foudre SUR LES OUVRAGES : APPLICATION DU MODELE ELECTROGEOMETRIQUE.....	121
3.2.1	<i>Rappels sur le modèle électrogéométrique</i>	<i>121</i>
3.2.2	<i>Son application au calcul de l'incidence de la foudre sur les ouvrages.....</i>	<i>122</i>
3.3	LE CALCUL DES SURTENSIONS DUES AUX COUPS DE Foudre FRAPPANT LA LIGNE... ..	124
3.4	LE CALCUL DU TAUX D'AMORÇAGE.....	125
3.4.1	<i>Le calcul du taux d'amorçage en retour</i>	<i>125</i>
3.4.2	<i>Le calcul du taux d'amorçage dû aux défauts d'écran</i>	<i>126</i>
3.5	EVALUATION DU TAUX D'AMORÇAGE TOTAL	126
3.6	L'EVALUATION DU TAUX D'AMORÇAGE MULTIPHASE OU MULTITERNE.....	127
4	LES LIMITES DE L'APPROCHE PRESENTEE	128
	<i>Annexe 1 - Principales données employées pour calculer les résultats présentés à la Figure 1</i>	
	<i>Annexe 2 - Application du modèle électrogéométrique pour estimer l'incidence de la foudre sur un ouvrage [70]</i>	
	<i>Annexe 3 - Vérification de la cohérence des résultats fournis par la méthode de calcul du taux d'amorçage à la foudre</i>	

1 Introduction

Le présent chapitre porte sur l'étude des amorçages dus à la foudre des chaînes d'isolateurs des lignes de aériennes de transport d'électricité. Ils ont uniquement pour origine les coups de foudre directs car la foudre induite ne génère pas des surtensions de valeur crête suffisante pour conduire à des amorçages. Leur étude présente un intérêt pratique important car, comme nous le montrons au début du chapitre, les amorçages des chaînes d'isolateurs sont dus principalement à la foudre et ont pour effet de dégrader fortement la qualité de l'électricité.

On évalue la performance à la foudre d'une ligne par son taux d'amorçage (nombre moyen d'amorçages / 100 km et par an dus à la foudre). Ce taux est très utile du point de vue de l'ingénierie car il permet de choisir les dispositions constructives les plus adaptées pour améliorer les performances à la foudre des lignes.

Nous présentons dans la deuxième partie de ce chapitre la méthode de calcul du taux d'amorçage à la foudre d'une ligne que nous avons mise au point et qui a été employée pour la spécification d'un outil informatique permettant de réaliser automatiquement sa détermination, en s'appuyant sur le logiciel de calcul de transitoires électriques EMTP-RV [22].

Nous emploierons cette méthode au chapitre suivant dans des études pratiques.

2 Les enjeux du calcul du taux d'amorçage à la foudre des lignes

2.1 L'origine des amorçages dus à la foudre

Origine des amorçages dus à des défauts d'écran

Lorsqu'une ligne est équipée de câbles de garde, il se peut qu'un coup de foudre dont le courant a une intensité crête relativement peu élevée puisse frapper un conducteur de phase. Ce phénomène, appelé « défaut d'écran », peut être à l'origine de l'amorçage de chaînes d'isolateurs des pylônes. De façon simplifiée, la raison en est la suivante :

Si un coup de foudre de courant d'intensité $I(t)$ frappe un conducteur de phase d'impédance d'onde Z_c , une onde de tension $V(t)$ va se propager vers les deux extrémités de la ligne, dont l'amplitude est donnée par :

$$\text{(équ 1)} \quad V(t) = \frac{1}{2} i(t) Z_c$$

Si l'amplitude de l'onde de tension atteignant un pylône est supérieure à la tension de tenue aux chocs de foudre de la chaîne d'isolateurs, il y aura amorçage de celle-ci. Le phénomène peut être évité si la chaîne est équipée d'un parafoudre de ligne raccordé aux bornes de la chaîne, dont le niveau de protection est inférieur au niveau de tenue au choc de foudre de celle-ci.

Origine des amorçages en retour

Lorsque la foudre frappe un pylône ou un câble de garde qui lui est raccordé, le courant de foudre $i(t)$ s'écoulant vers la terre à travers le pylône va entraîner une chute de tension de la tête du pylône. La tension à la tête du pylône a approximativement pour valeur :

(équ 2)
$$V(t) = L \frac{di(t)}{dt} + Ri(t)$$

Où :

- $i(t)$ est le courant de foudre s'écoulant par le pylône ;
- R est la résistance effective de la prise de terre du pylône ;
- L est l'inductance équivalente du pylône (18 μH est une valeur typique).

Si la tension aux bornes d'une chaîne d'isolateurs est supérieure à la tension de tenue de celle-ci aux chocs de foudre, il se produit alors ce qu'on appelle un amorçage en retour.

On peut réduire le nombre d'amorçages en retour en :

- 1) Installant des câbles de garde ;
- 2) Augmentant la tenue au choc de foudre des chaînes d'isolateurs ;
- 3) Diminuant la valeur de la résistance des prises de terre des pylônes
- 4) Installant des parafoudre en parallèle avec les chaînes d'isolateurs. Cette alternative sera explorée dans les détails au chapitre 5.

2.2 L'importance de la foudre parmi les causes d'amorçage

La Figure 1 donne, pour l'année 2004, l'origine des courts-circuits apparaissant sur les liaisons du réseau de RTE. Elle prend en compte les amorçages des chaînes d'isolateurs, mais aussi les défauts des cellules de disjoncteurs, des barres ou compensation. Mais ces défauts sont peu nombreux et ne représentent que 1 % des courts-circuits. On constate que la foudre est la cause la plus importante de défauts : elle a occasionné plus de 60 % des défauts sur les liaisons en 2004.

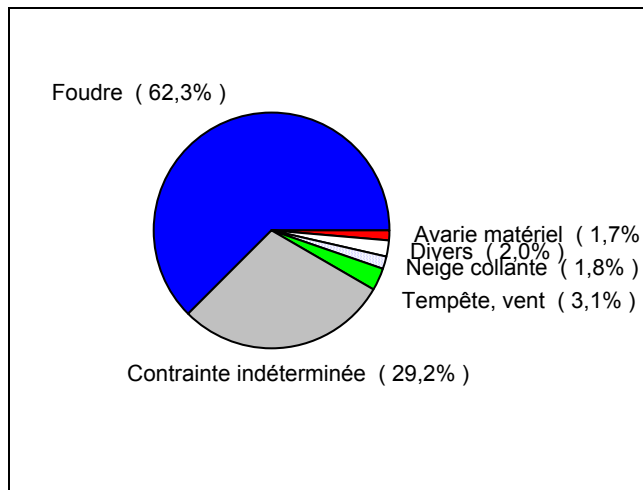


Figure 1 : Origine des défauts des liaisons sur le réseau de RTE en 2004. Cela inclut les défauts des lignes, mais aussi les défauts de disjoncteurs, barres ou compensation, mais ces défauts représentent moins de 1 % des défauts (extrait de [68]).

On notera qu'en 2004, environ 30% des défauts étaient de cause indéterminée, mais vraisemblablement une partie de ceux-ci étaient dus à la foudre. Ce grand nombre de défauts dont on ne connaît pas l'origine pose un réel problème, si on souhaite comparer au retour d'expérience les résultats de méthodes numériques, telle que celle qui sera présentée dans ce chapitre et que nous avons mise au point, visant à déterminer le nombre moyen de défauts affectant annuellement les lignes de transport.

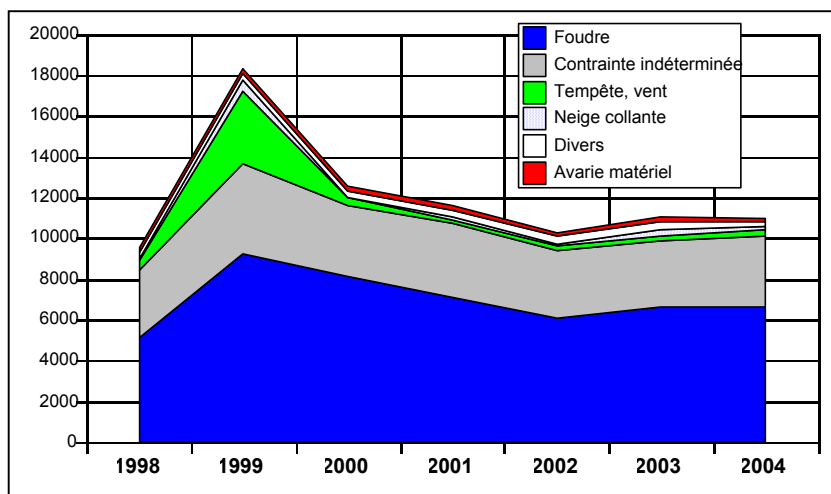


Figure 2 : Nombre annuel de défauts des liaisons du réseau de RTE entre 1998 et 2004 (extrait de [68]).

On notera une variation sensible du nombre de défauts attribués à la foudre en fonction de l'année. Ainsi, comme il est montré à la Figure 2, il y a presque deux fois plus de défauts dus à la foudre en 1999 qu'en 1998. Toutefois, quelque soit l'année, la foudre reste la cause principale de défauts sur les ouvrages du réseau de transport de RTE.

2.3 L'impact des amorçages sur les performances d'un réseau de transport

Les amorçages des chaînes d'isolateurs ont un impact important sur les performances du réseau de transport.

Tout d'abord certains défauts affectant des lignes stratégiques peuvent dans quelques rares cas entraîner de graves dysfonctionnements du réseau, mettant en danger sa stabilité. Ces défauts particulièrement dangereux sont, la plupart du temps, des courts-circuits entre plusieurs phases et la terre (défauts dits polyphasés) ou des défauts entre une phase de plusieurs terres et la terre (défauts dits multitermes). C'est une des raisons pour laquelle dans la suite de ce chapitre et, dans le chapitre suivant, on s'intéressera à ces deux types de défauts.

Les défauts affectant les lignes aériennes ont également un autre effet négatif sur les performances d'un réseau de transport : Ils entraînent des perturbations aux points de livraison, c'est-à-dire aux postes THT/MT et HT/MT desservant les réseaux de distribution et aux postes de livraison aux clients industriels (sous-station RFF...).

Ces perturbations sont essentiellement classées par leur durée et on distingue en général :

- Les coupures brèves ; la durée de l'interruption de la tension est comprise entre une seconde et une minute ;
- Les coupures très brèves : la durée de l'interruption de la tension est inférieure à une seconde ;
- Les creux de tension ; la grande majorité de ceux-ci ont une durée inférieure à la seconde. La gêne provoquée par les creux de tension dépend à la fois de leur durée, de leur amplitude et du nombre de phases atteintes.

Les défauts dus à la foudre ne provoquent jamais directement de coupures dont la durée est supérieure à une minute.

Les coupures brèves et très brèves affectent les points de livraison alimentés par une antenne quand celle-ci subit un défaut. La durée de l'interruption de la tension est égale à la durée du

cycle de déclenchement / réenclenchement automatique automatique ou à celle du fonctionnement d'une bascule.

Les creux de tension affectent les points de livraisons situés une zone plus ou moins étendue autour du défaut. La durée du creux de tension est égale au temps d'élimination du défaut par les disjoncteurs situés aux extrémités de la ligne affectée par celui-ci. L'amplitude du creux de tension à un point de livraison dépend d'une part du type de défaut (affectant une seule phase, polyphasé), de la structure du réseau et, de façon intuitive, de la distance du point de livraison au défaut.

2.4 L'intérêt du calcul du taux d'amorçage à la foudre – son application pratique

Comme il a été montré au paragraphe précédent, les défauts affectant les lignes aériennes ont un effet très négatif sur les performances des réseaux de transport, et les entreprises d'électricité sont conduites à réduire le nombre d'amorçages dus à la foudre en appliquant les différentes techniques bien connues évoquées en §2.1. L'efficacité de chacune de ces techniques dépend des caractéristiques de la ligne aérienne considérée, elle peut-être évaluée en calculant le taux d'amorçage à la foudre de la ligne : il s'agit du nombre de défauts affectant en moyenne annuellement 100 km de ligne.

Il est intéressant d'examiner quelle est la place exacte du calcul du taux d'amorçage dans une étude de l'amélioration des performances à la foudre d'une ligne. Généralement, les mauvaises performances à la foudre d'une ligne sont dues à des amorçages ayant lieu principalement à quelques pylônes bien spécifiques. Par conséquent, la première étape d'une étude visant à améliorer les performances à la foudre d'une ligne porte sur la détection des portions de la ligne qui posent problème. On réalise cela en estimant l'activité orageuse de la région où la ligne est installée, en mesurant l'impédance de la prise de terre des pylônes et en déterminant certaines spécificités des différentes parties de la ligne (portions de ligne sans câble de garde, pylônes situés en haut de collines particulièrement impactés par les coups de foudre...). Quand les portions critiques de la ligne ont été déterminées le travail d'analyse commence. Comme il a été dit précédemment, des techniques assez classiques existent pour améliorer les performances à la foudre d'une ligne. Ce sont, pour mémoire :

- 1) L'installation de câbles de garde sur des segments de ligne non équipés ;
- 2) L'augmentation de la tension de tenue des chaînes d'isolateurs ;
- 3) L'amélioration des prises de terre des pylônes ;
- 4) L'installation de parafoudres.

Nous devons être conscients que la première technique nécessite généralement des modifications importantes des pylônes pour des raisons mécaniques et que les distances à la masse posent généralement problème pour la première et deuxième technique. Dans la plupart des configurations pratiques la marge permettant d'augmenter la taille des chaînes d'isolateurs est très limitée et, pour cette raison, une augmentation de la longueur des chaînes d'isolateurs doit être combinée avec une amélioration de la prise de terre des pylônes, pour conduire à une amélioration significative du comportement de la ligne à la foudre.

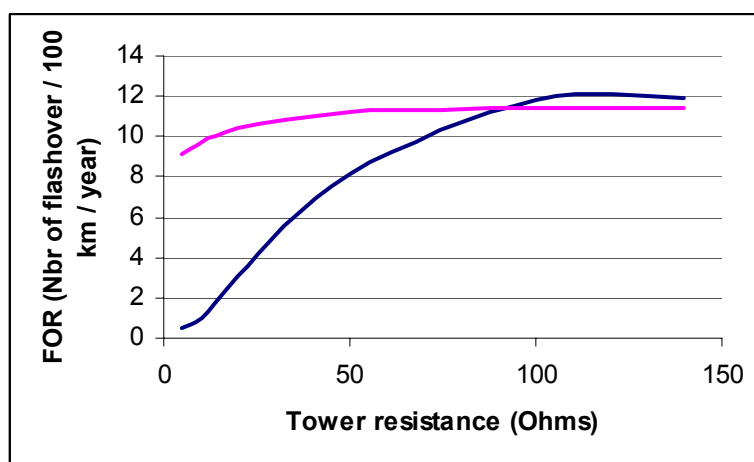


Figure 3 : Exemple de taux d'amorçage d'une ligne 90 kV simple terne, en fonction de la résistance de la prise de terre. La ligne est équipée d'un câble de garde (), la ligne est sans câble de garde (). La densité de coups de foudre au sol est de 1

L'efficacité de la technique 3 dépend de la valeur de résistance qu'il est possible d'atteindre en pratique. Par exemple, dans la configuration de la Figure 3, une diminution de la résistance des pylônes de 200 Ω à 90 Ω n'apporte pas vraiment d'amélioration en terme de taux d'amorçage. Ainsi, avant d'envisager la diminution de l'impédance d'une prise de terre, il est nécessaire de savoir exactement pourquoi la prise de terre est mauvaise : est-ce que l'électrode est trop petite ? est-ce que la résistivité du sol est très élevée ? La plupart du temps une connaissance de la prise de terre limitée à la valeur de sa résistance n'est pas suffisante pour savoir si une amélioration des performances de la prise de terre est envisageable ou non, elle doit être complétée par une connaissance de la structure de la prise de terre et de la résistivité du sol.

En ce qui concerne la technique 4, un point supplémentaire mérite attention : sur quelles phases doit on installer des parafoudres ?

Lors d'une étude d'amélioration des performances à la foudre d'une ligne, on va donc examiner les portions critiques de la ligne du point de vue de la foudre et rechercher pour chaque pylône de ces portions critiques la solution la plus adaptée en comparant l'efficacité des différentes techniques par le calcul du taux d'amorçage à la foudre, et en prenant en compte différentes contraintes dont certaines ont été exposées plus haut.

Comme il a été indiqué au §2.3, on peut s'intéresser au taux d'amorçage global de la ligne, au taux d'amorçage polyphasé ou au taux d'amorçages multi-circuits (affectant en même temps plusieurs circuits d'une même ligne).

3 Présentation de l'approche de calcul mise au point à EDF R&D

Nous présentons, dans ce paragraphe, une méthode de calcul du taux d'amorçage à la foudre des lignes aériennes que nous avons mise au point et qui servi aux spécifications d'un outil de simulation basé sur EMTP-RV [22] permettant, entre autres, de calculer automatiquement le taux d'amorçage d'une ligne munie ou non de parafoudres. Cet outil de simulation a été employé pour réaliser les études présentées au chapitre suivant.

3.1 Les principales étapes du calcul du taux d'amorçage

La méthode de calcul que nous avons mise au point pour calculer le taux d'amorçage inclut 3 étapes successives :

- 1) l'application d'un modèle électrogéométrique pour déterminer le nombre de coups de foudre frappant en moyenne annuellement chacun des éléments de la ligne et la loi de probabilité suivie par les coups de foudre frappant chacun des éléments ;
- 2) la simulation numérique des transitoires électromagnétiques dus à ces coups de foudre pour déterminer les coups de foudre susceptibles de provoquer l'amorçage des chaînes d'isolateurs de la ligne. Cette étape est réalisée en employant le logiciel EMTP-RV.
- 3) L'évaluation du taux d'amorçage de la ligne ou du segment de la ligne considéré en employant les résultats des étapes précédentes. La nature probabiliste de la foudre est prise en compte.

Les paragraphes suivants détailleront chacune de ces étapes.

D'une façon plus spécifique, l'évaluation du taux d'amorçage à la foudre d'un segment de ligne nécessite de décomposer le segment en éléments qui seront considérés séparément lors du calcul du taux d'amorçage (voir Figure 4). Le taux d'amorçage à la foudre du segment est la somme de la contribution au taux d'amorçage de chacun des éléments.

On ne considère qu'un point d'impact des coups de foudre par élément quand on réalise les simulations de transitoires électromagnétiques avec le logiciel EMTP-RV afin de détecter les coups de foudre qui sont susceptibles de conduire à l'amorçage des chaînes d'isolateurs. On suppose ainsi que les surtensions générées par un coup de foudre frappant un élément ne dépendent pas de façon significative de la localisation du point d'impact sur l'élément. Les éléments d'un segment de ligne correspondent aux différents pylônes et à des « portions » de câbles de garde et de conducteurs de phase (voir Figure 4).

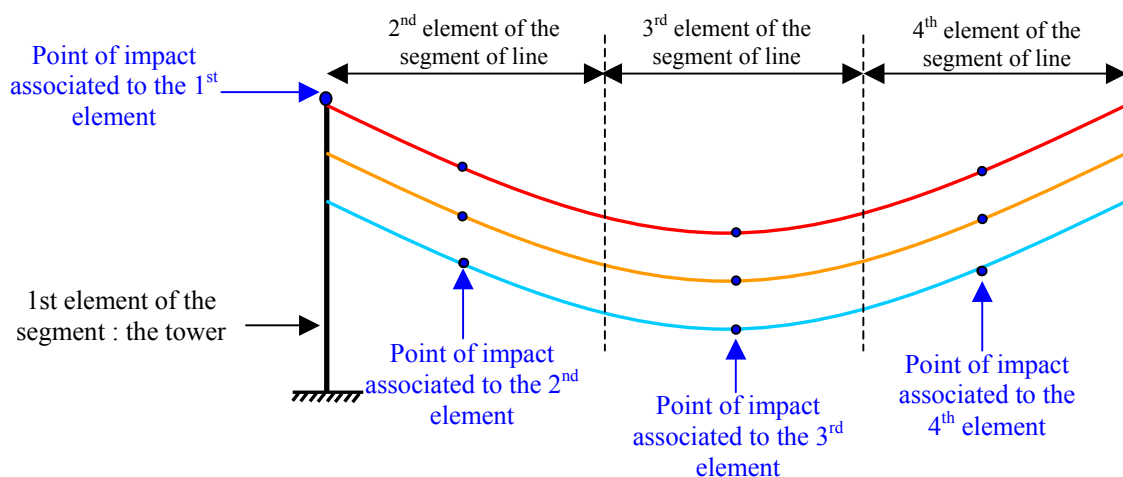


Figure 4 : Représentation des différents éléments d'un segment de ligne (ici une portée) et des points d'impact considérés pour le calcul du taux d'amorçage.

3.2 le calcul de l'incidence de la foudre sur les ouvrages : application du modèle électrogéométrique

3.2.1 Rappels sur le modèle électrogéométrique

Ce paragraphe vise uniquement à donner les quelques éléments de base sur la théorie du modèle électrogéométrique, utiles à la compréhension de la suite du chapitre.

Rappelons tout d'abord qu'un modèle électrogéométrique est un outil numérique permettant de déterminer le point d'impact des coups de foudre négatifs descendants.

Les recherches ont montré que, dans le cas de ces coups de foudre, quand le traceur par bond progressant du nuage vers le sol s'approche à une certaine distance critique d'un point du sol (ou d'une aspérité du sol), un court-circuit se fait entre ce point et l'extrémité du traceur. Le coup de foudre frappe donc ce point du sol. Cette distance appelée la distance d'attraction constitue le concept de base de la théorie électrogéométrique classique pour laquelle plusieurs modèles électrogéométriques ont été définis. Ces modèles permettent de prédire le point d'impact d'un coup de foudre. La distance d'attraction $S(i)$ est une fonction de la valeur crête du courant du premier arc du coup de foudre, de la forme :

$$(éq\ 3) \quad S(i) = ai^b$$

Où a et b sont des constantes, pour lesquelles différentes valeurs ont été proposées par les auteurs (voir Tableau 1). $S(i)$ dépend, dans certains modèles, du type d'élément susceptible d'être frappé par la foudre : sol, conducteur de phase ou câble de garde, pylône (voir Figure 5).

Origine	Distance d'attraction :			
	Au sol		Conducteur de phase et câble de garde	
	A	b	A	b
Armstrong	6.0	0.8	6.7	0.8
Brown	6.4	0.75	7.1	0.75
Love	10.0	0.65	10.0	0.65
Anderson	6.4, 8 or 10	0.65	10.0	0.65
IEEE WG	$0.36 + 0.168 \log(43 - h)$	0.65	10.0	0.65
Eriksson	Na	na	$0.67h^{0.6}$	0.74
Rizk	Na	na	$1.57h^{0.45}$	0.69

Tableau 1 : Coefficients a et b des modèles électrogéométriques suivant différents auteurs.

Les différents paramètres a et b conduisent à des valeurs différentes de distance d'attraction. Pour cette raison les résultats de calcul du nombre de coups de foudre frappant en moyenne annuellement chaque élément d'une ligne de transport dépend du modèle électrogéométrique. Aujourd'hui, il n'existe pas de consensus dans la communauté scientifique sur la meilleure formulation de la distance d'attraction.

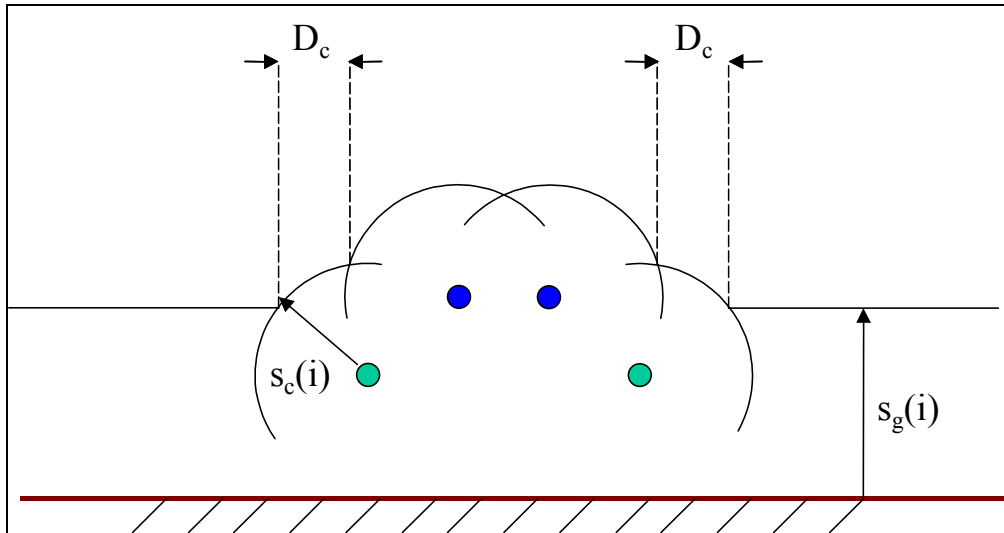


Figure 5 : Représentation de la distance d'attraction aux câbles de garde (en bleu) et aux conducteurs (en vert). On constate que, pour un coup de foudre de courant de valeur crête i , les surfaces de largeur D_c ne sont pas protégées par les câbles de garde.

Mais, comme il a déjà été dit, la loi de probabilité employée dans les études pour la valeur crête du courant de foudre a été déterminée à partir de mesure de courant de foudre sur des structures élevées. On doit déduire de celle-ci la loi de probabilité suivie par la valeur crête du courant de foudre, pour des coups de foudre au sol en appliquant un modèle électrogeométrique [30][31][64][69].

3.2.2 Son application au calcul de l'incidence de la foudre sur les ouvrages

Les coups de foudre négatifs descendants étant les plus fréquents (environ 90 % des coups de foudre), la méthode mise au point se limite à ce type de coups de foudre. Il aurait de toute façon été complexe de prendre en compte les coups de foudre positifs dans notre démarche car la physique de l'impact des coups de foudre positifs est aujourd'hui assez mal connue.

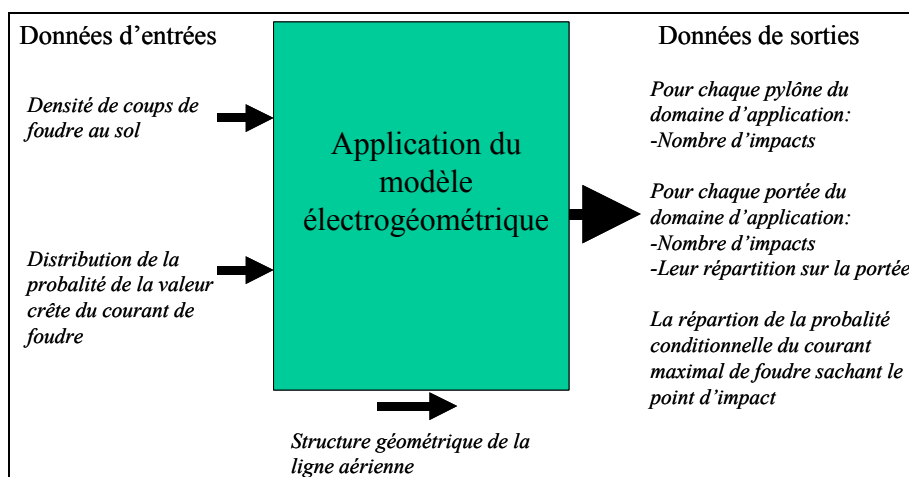


Figure 6 : Schéma représentant l'application du modèle électrogeométrique

Un modèle électrogeométrique basé sur la notion de distance d'attraction est employé pour connaître l'incidence sur chaque section de la ligne (voir la Figure 7). Son principe est le suivant :

Les traceurs par bond sont supposés se propager verticalement du nuage vers le sol. Ils sont fonctions de la valeur crête I_m du courant de foudre et de l'intersection (x, y) de leur trajectoire avec le sol. Un ensemble de traceurs $\{(I_m, x, y)\}$ par bond est défini par :

$$\begin{aligned} I_m &= k_1 I_{mbonds} && \text{(équ 4)} \\ x &= k_2 x_{bonds} \\ y &= k_3 y_{bonds} \end{aligned}$$

avec $(k_1, k_2, k_3) \in Z^3$. Les valeurs typiques de I_{mbonds} , x_{bonds} , y_{bonds} peuvent être respectivement 1 kA, 1 m et moins de 1 m. Afin d'atteindre une précision suffisante lors de la détermination des défauts d'écran (cf §2.1), il est nécessaire d'employer une valeur suffisamment faible de y_{bonds} .

Le point d'impact de chaque traceur par bond (le sol ou un élément de la ligne) est déterminé par l'application en 3 dimensions du modèle électrogéométrique. A partir de cette information et en prenant en compte à la fois la densité de coups de foudre au sol et la loi de probabilité suivie par la valeur crête du courant de foudre, nous calculons, pour chaque élément, le nombre moyen de coups de foudre le frappant annuellement et la loi de probabilité suivie par la valeur crête du courant de ces coups de foudre.

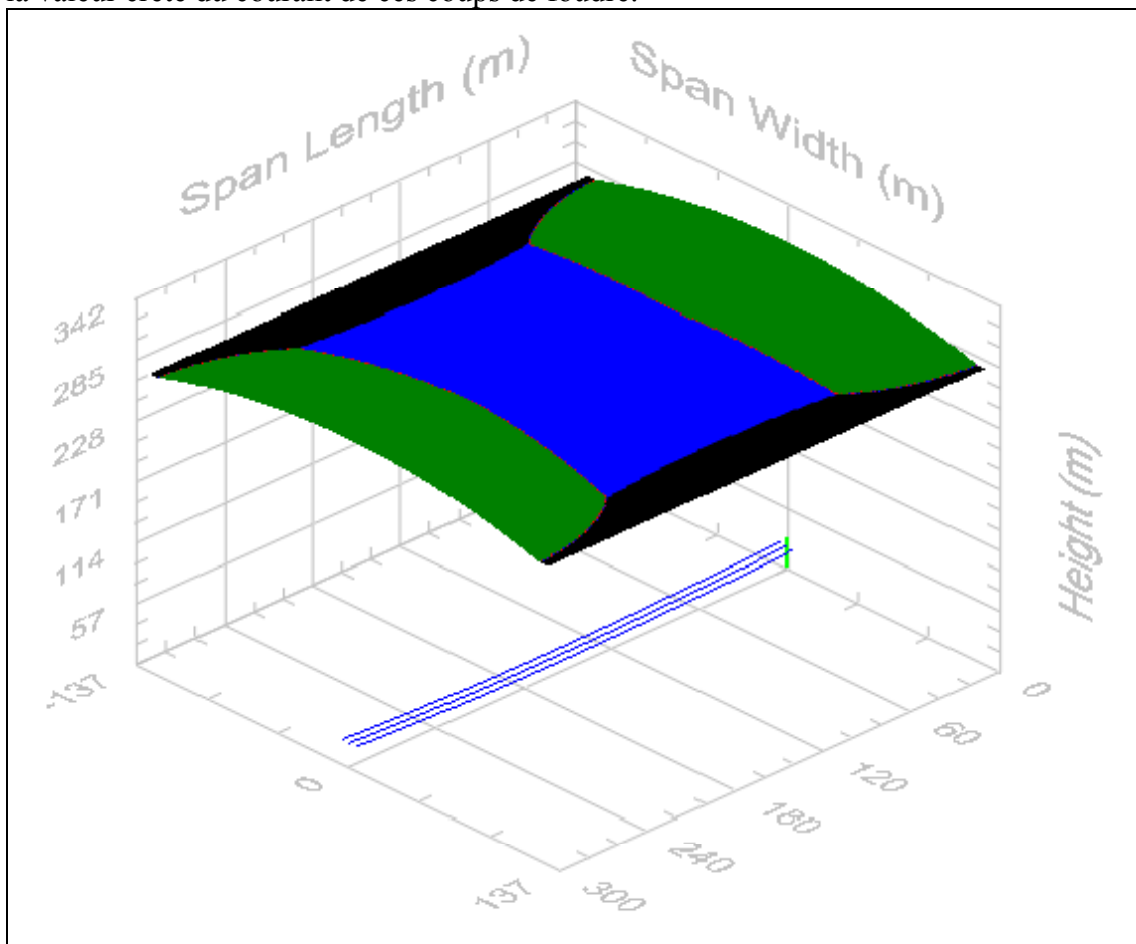


Figure 7 : Exemple d'application du modèle électrogéométrique pour détecter les coups de foudre frappant les différentes parties de la ligne sans câble de garde, pour un courant de foudre de 166 kA. Les coups de foudre dont la trajectoire coupe la surface verte sont attirés par les pylônes et ceux dont la trajectoire coupe la surface bleue sont attirés par les conducteurs de phase.

Des détails sont donnés en annexe 2 sur la méthode que nous avons mis au point [70] et qui est employée aujourd'hui dans le logiciel LIPS permettant de calculer automatiquement le taux d'amorçage des lignes.

3.3 Le calcul des surtensions dues aux coups de foudre frappant la ligne

Le calcul des surtensions dues aux coups de foudre frappant la ligne est réalisé en employant le logiciel EMTP-RV (il s'agit de la version « RV » du logiciel EMTP [22]). La modélisation des éléments du réseau à employer pour réaliser ce type de simulation numérique a fait l'objet d'une littérature abondante et nous avons coordonné la rédaction d'un guide technique publié par la CEI expliquant, entre autres, comment les éléments d'un système de transport d'électricité doivent être modélisés pour l'étude de l'effet de la foudre sur les réseaux.

Nous ne reprendrons ici que quelques indications sommaires sur la représentation des éléments du réseau aux fréquences de la foudre afin de permettre une meilleure compréhension du chapitre suivant consacré aux applications :

- partie de la ligne à proximité du point d'impact ; il faut généralement représenter de façon détaillée environ 2 000 m de ligne au delà du point d'impact. Dans cette zone il est préférable d'employer un modèle prenant en compte les couplages entre les conducteurs et la variation des impédances linéiques en fonction de la fréquence ; il faut représenter chaque portée de façon individuelle ;
- Partie de la ligne éloignée du point d'impact ; si les réflexions ne sont pas à prendre en compte on peut représenter la ligne au delà de la distance typique de 2000 m par sa matrice d'impédances caractéristiques ;
- les pylônes ; on représente généralement un pylône comme une ligne de propagation sans perte, dont l'impédance caractéristique ne varie pas en fonction de la fréquence et où les ondes de courant et de tension se propagent à la vitesse de la lumière ;
- chaînes d'isolateurs ; de façon simplifiée, on peut considérer qu'il y a amorçage de la chaîne d'isolateurs quand la tension à ses bornes dépasse la tension de tenue de la chaîne d'isolateurs. Il existe d'autres modèles plus précis, comme celui du leader ou celui de la loi des aires qui s'appuient sur des données expérimentales et des considérations physiques pour détecter les conditions d'amorçage.
- Le courant de foudre ; il est représenté dans notre outil par une source de courant débitant au point d'impact un courant de forme CIGRE-Concave représentant le premier arc du courant de foudre (voir Figure 8).

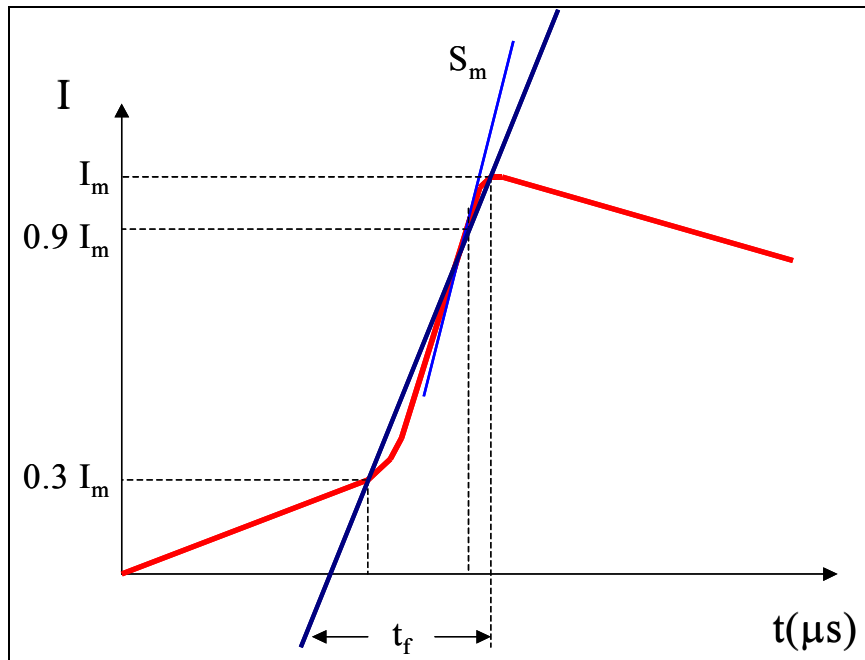


Figure 8 : Forme de courant de foudre Cigre concave (I_f est la valeur crête du courant, S_m est la pente maximale du front, t_f est la durée équivalente du front).

- Les parafoudres à oxyde de zinc ; ils sont représentés comme une résistance non linéaire basée sur leurs caractéristiques $8 / 20 \mu\text{s}$.
- La prise de terre des pylônes ; on peut, dans la plupart des cas, représenter la prise de terre des pylônes par leur résistance en basse fréquence [88];
- La tension industrielle ; la valeur de la tension industrielle au moment du point d'impact du coup de foudre doit être prise en compte.

Ajoutons que, comme il a été dit précédemment (§3.1), le calcul des transitoires électromagnétiques permettant de détecter s'il y a amorçage ou non des chaînes d'isolateurs, n'est réalisé que pour des coups de foudre dont le point d'impact est situé sur les pylônes, ou des coups de foudre se trouvant au point médian des éléments des conducteurs de phase ou des câbles de garde afin de limiter le nombre de simulations réalisées avec EMTP-RV, tout en gardant une précision suffisante des résultats du calcul du taux d'amorçage.

3.4 Le calcul du taux d'amorçage

3.4.1 Le calcul du taux d'amorçage en retour

Le taux d'amorçage en retour (BFOR pour Back-Flashover rate) correspond au taux d'amorçage dû aux coups de foudre dont le point d'impact est situé sur les pylônes ou les câbles de garde.

La première étape quand on évalue le BFOR d'une ligne consiste à déterminer pour chaque élément j de la ligne la famille de coups de foudre $D_{j\theta_k}$ ayant pour impact l'élément j de la ligne et conduisant à un amorçage pour un angle de phase θ_k . On fait cela par simulation numérique, à l'aide du logiciel EMTP-RV.

Compte-tenu des connaissances actuelles dans le domaine de la foudre, nous avons considéré comme suffisant de considérer la valeur crête du courant I_f comme unique variable aléatoire pour le courant de foudre, les autres paramètres sont pris égaux à la valeur médiane de la

distribution conditionnelle / I_F . La probabilité de défaillance P_j due à l'élément j est donnée par :

$$P_j = \frac{1}{M} \sum_{k=1}^M p_j(\text{str} \in D_{j\theta_k}) \quad (\text{éq. 5})$$

Où :

- M est le nombre d'angles uniformément distribués considérés pour la phase de la tension à fréquence industrielle existant au moment où un coup de foudre frappe l'élément j ;
- p_j correspond à la loi de probabilité suivie par les coups de foudre ayant pour point d'impact l'élément j .

Le taux d'amorçage de la ligne est donné par :

$$\text{BFR} = \frac{100}{L} \sum_{j=1}^N N_j P_j \quad (\text{éq. 6})$$

Où :

- L est la longueur de la ligne (km) ;
- N_j est le nombre moyen de coups de foudre frappant annuellement l'élément j de la ligne ;
- N est le nombre d'éléments de la ligne.

N_j et p_j sont calculés en appliquant le modèle électrogéométrique. Pour estimer $D_{j\theta_k}$, nous simulons, en employant le logiciel EMTP-RV, le transitoire électromagnétique suivant l'instant d'impact de chacun des coups de foudre afin de déterminer ceux d'entre eux qui conduisent à un amorçage. Les arcs subséquents ne sont pas pris en compte car ils sont, dans la plupart des cas, d'une amplitude significativement plus faible que le premier arc du coup de foudre.

Comme les simulations avec EMTP-RV sont relativement longues, il est important d'en optimiser le nombre. Les méthodes de Monte-Carlo sont généralement inefficaces car elles conduisent à réaliser de nombreuses simulations pour des coups de foudre dont la valeur crête du courant est proche de la valeur médiane de la distribution statistique. La suite du paragraphe propose des approches plus efficaces que nous avons mises en places pour calculer le taux d'amorçage total de la ligne et le taux d'amorçage multiphasé.

3.4.2 Le calcul du taux d'amorçage dû aux défauts d'écran

L'approche à employer pour calculer le taux d'amorçage de la ligne dû aux défauts d'écran est similaire à celle qui est employée pour le calcul du taux d'amorçage en retour. Cependant, dans le cas des défauts d'écran, les surtensions ne dépendent pas de façon significative de la position du coup de foudre le long de la portée. Nous avons donc jugé préférable de réaliser les simulations pour un point d'impact situé au milieu de la portée.

3.5 Evaluation du taux d'amorçage total

Quand la seule variable aléatoire considérée pour le courant de foudre est sa valeur crête et qu'on s'intéresse au taux d'amorçage total de la ligne, alors il est possible de déterminer pour chaque élément de la ligne et une valeur de θ_k (angle de la tension industrielle) ce qu'on appelle le courant critique, par simulation des transitoires électromagnétiques. Le courant critique est la valeur minimale de la valeur crête du courant de foudre conduisant à un amorçage (on considère donc que pour un point d'impact donné et un angle de la tension industrielle donnée, il existe une valeur du courant au delà de laquelle il y a toujours amorçage et en dessous de laquelle il n'y a jamais amorçage). Pour le déterminer, nous utilisons une dichotomie dont la mise en œuvre est la suivante. Si :

- I_{\min} est la plus grande valeur du courant de foudre qui est connue pour ne pas conduire à un amorçage ;
- I_{\max} est la plus petite valeur du courant de foudre connue pour mener à un amorçage,

alors une simulation des transitoires électromagnétiques est réalisée, pour savoir si le coup de foudre de courant $I_d = \frac{I_{\min} + I_{\max}}{2}$ conduit à un amorçage. Si tel est le cas, alors I_{\max} est remplacé par I_d , sinon I_{\min} est remplacé par I_d .

Le processus se poursuit jusqu'à ce que la condition suivante soit remplie :

$$\text{(équ 7)} \quad \int_{I_{\min}}^{I_{\max}} f_{ij}(i) di \leq x$$

Où :

- $f_{ij}(\cdot)$ est la densité de probabilité de la valeur crête du courant de foudre pour l'élément j ;
- x détermine l'erreur acceptable sur le courant critique, en s'appuyant sur la fonction de répartition du courant de foudre.

La condition donnée par (équ 7) évite de réaliser de nombreuses simulations numériques qui conduiraient à une amélioration de la précision du courant critique, mais qui n'apporteraient pas d'amélioration notable de la précision du taux d'amorçage calculé.

Nous avons (voir § 3.4.1) :

$$p_j(\text{str} \in D_{j\theta_k}) = F_{ij}(I_{crj\theta_k}) \quad \text{(équ 8)}$$

Où :

- F_{ij} est la fonction de répartition de la loi de probabilité suivie par la valeur crête du courant de foudre sur l'élément j ;
- $I_{crj\theta_k}$ correspond au courant critique pour un angle de phase θ_k de la tension industrielle au moment du point d'impact, et pour l'élément j de la ligne.

3.6 L'évaluation du taux d'amorçage multiphase ou multiterne

La notion de courant critique n'est pas utilisable facilement quand on veut déterminer le taux d'amorçage multiphase (on considère uniquement les cas où il y a amorçage de deux phases différentes) ou multiterne (il y a amorçage d'au moins une phase sur chacun des ternes) car on peut trouver des configurations où, par exemple un coup de foudre donné conduit à un

amorçage multiphase, alors qu'un coup de foudre de même point d'impact dont le courant est d'intensité supérieure conduit à l'amorçage d'une seule phase.

Ainsi, dans ce cas, quand la valeur crête est la seule variable aléatoire qui est considérée pour le courant de foudre, pour un élément j de la ligne et un angle de phase de la tension industrielle θ_k , les simulations de transitoires électromagnétiques sont réalisées pour une suite de courants de foudre (I_k), choisis afin de respecter une condition identique à celle qui est employée pour le calcul du taux d'amorçage total de la ligne :

$$\text{(équ 9)} \quad \int_{I_k}^{I_{k+1}} f_{ij}(i) di \leq x$$

Où

- f_{ij} est la densité de la loi de probabilité de la valeur crête du courant de foudre I , pour l'élément j de la ligne ;
- x est la précision souhaitée pour la discrétisation du courant de foudre.

L'ensemble ($D_{j\theta k}$) (voir § 3.4.1) est déduit des résultats des simulations réalisées avec EMTP-RV.

4 les limites de l'approche présentée

L'approche qui a été présentée dans ce chapitre pour calculer le taux d'amorçage des lignes repose sur les connaissances qui sont reconnues aujourd'hui au niveau international dans le domaine de la foudre et de son effet sur les réseaux électriques.

Nous l'avons testé tout d'abord en vérifiant quelle permettait de d'obtenir un bon comportement des résultats vis-à-vis des différents paramètres des configurations considérées. Nous avons pu ainsi constater, par exemple, quelle fournissait des résultats cohérents avec l'expérience en ce qui concerne l'influence de la position des câbles de garde, la longueur des chaînes d'isolateurs, la valeur de la résistance des prises de terre...

Ensuite, les résultats des calculs de taux d'amorçages ont été comparés assez favorablement à des mesures issues du terrain (quelques cas de validation sont présentés en annexe 3). Mais comme il a été dit précédemment, les comparaisons entre les calculs de taux d'amorçage et le retour d'expérience sont difficiles à interpréter : les lignes sont très hétérogènes (les pylônes sont de hauteurs différentes le long de la ligne, leurs résistances prises de terre ne sont pas identiques et sont susceptibles d'évoluer au cours du temps) et les taux d'amorçage des lignes sont le reflet d'un grand nombre de configurations très différentes. Il faut aussi évoquer la question de l'incertitude sur la densité de coups de foudre au sol.

Il est donc difficile de tirer des conclusions définitives de la comparaison des résultats de calcul au retour d'expérience, du point de vue de la validation.

Sur un plan plus scientifique, notons que certaines limites à l'approche sont aujourd'hui bien connues. Celles qui nous semblent les plus importantes sont :

- 1 - un manque de solidité dans la connaissance mondiale sur les caractéristiques du courant de foudre, en particulier en ce qui concerne les courants de foudre importants. Nous avons déjà abordé ce point au chapitre 1 de ce document ;

- 2 – l'emploi d'un modèle électrogéométrique classique est cohérent avec l'incertitude général des connaissances dans le domaine de la foudre, mais nous n'avons pas d'argument aujourd'hui nous permettant de choisir le modèle le plus adapté parmi l'ensemble des modèles électrogéométriques de ce type disponibles dans la littérature.
- L'impossibilité de prendre en compte la géographie ; dans notre approche, il n'est pas possible de représenter un sol qui n'est pas horizontal. On ne peut donc pas, par exemple, prendre en compte l'effet du relief, alors qu'on sait, par exemple, que certains pylônes situés en haut de collines sont très exposés à la foudre et que d'autres pylônes situés dans des vallées sont protégés de ses effets. Mais le choix de ne pas prendre en compte le relief n'a pas été fait uniquement dans un souci de simplification, il prend aussi en compte les limites des connaissances en ce qui concerne l'attraction des coups de foudre. Il n'est pas prouvé aujourd'hui que l'application minutieuse d'un modèle électrogéométrique classique tel que décrit en §3.2.1 en prenant en compte le relief permette d'estimer avec précision l'incidence de la foudre sur les ouvrages.

Sur un plan pratique, notons des difficultés de mise en œuvre. Ainsi, il n'est pas aisé d'avoir des données précises concernant les lignes dans certaines entreprises d'électricité. Or la connaissance, par exemple, de l'impédance des prises de terre est primordiale dans une approche telle que celle qui est décrite ici. Il faut aussi reconnaître que la mise en œuvre de la méthode sur des vraies études est assez fastidieuse car elle nécessite d'examiner chacun des pylônes (les hauteurs des pylônes sont différentes, les prises de terre également, certaines parties peuvent être munies de câbles de garde, d'autres pas...).

Le principal point fort de la méthode qui a été présentée dans ce chapitre est de permettre une comparaison quantitative entre diverses solutions permettant de limiter le taux d'amorçage à la foudre des lignes, en s'appuyant sur les connaissances les plus reconnues au niveau scientifique dans le domaine de la foudre, et sur une modélisation numérique en rapport avec la précision de ces connaissances et sur le mode d'usage qui est fait en pratique de la méthode. Nous avons pu ainsi développer un outil informatique calculant le taux d'amorçage de façon automatique et permettant de réaliser des études d'ingénierie. Des voies d'améliorations existent bien sûr. De notre point de vue, elles passent de façon prioritaire par des mesures de surcourants et de surtensions de foudre sur des lignes aériennes. Il est important aujourd'hui, si on veut progresser, de faire des mesures de foudre.

Annexe 1

Principales données employées pour calculer les résultats présentés à la Figure 1

Il s'agit d'une ligne 90 kV homogène dont les portées ont une longueur de 300 m. La tension de tenue des chaînes d'isolateurs est de 520 kV. Le tableau ci-après donne la position des conducteurs est du câble de garde.

Type de conducteur	Position horizontale au pylône	Position verticale au pylône
Phase A	3.7	19.6
Phase B	-3	22.2
Phase C	3	24.8
Sky Wire	0	28.7

Tableau 2 : Position d'accrochage des conducteurs d'une ligne simple terne 90 kV

La densité de coups de foudre au sol a été choisie égale à 1.

Annexe 2

Application du modèle électrogéométrique pour estimer l'incidence de la foudre sur un ouvrage [70]

Cette annexe présente l'application du modèle électrogéométrique qui est employée par le logiciel LIPS pour estimer l'incidence de la foudre sur un ouvrage aérien et que nous avons mis au point.

Cette application s'appuie sur une notion de hauteur d'attraction.

La hauteur d'attraction est la hauteur à laquelle un élément λ peut potentiellement enclencher le processus d'interception d'un coup de foudre qui se propage verticalement du nuage vers le sol. La hauteur d'attraction d'un élément λ est notée: $ah_\lambda(x, y, i)$ où i est la valeur crête du courant de foudre et (x, y) sont les coordonnées du plan parallèle au sol. On appelle lieu d'attraction d'un élément pour un courant de foudre i donné, l'ensemble des points dont les coordonnées sont données par (x, y, h) où h est la hauteur d'attraction de l'élément à l'abscisse x et à l'ordonnée y , h est une fonction de i .

La hauteur d'attraction s'exprime différemment suivant la nature de l'élément λ sélectionné :

- *Hauteur d'attraction du sol*

En considérant un sol plat dans la région de l'ouvrage, la hauteur d'attraction du sol reste constante en fonction de l'abscisse et de l'ordonnée (x, y) du point du sol considéré, et sa valeur est seulement fonction de la distance d'attraction du sol $s_g(i)$, déterminée par le modèle électrogéométrique :

$$\text{(équ 10)} \quad ah_g(x, y, i) = s_g(i)$$

- *Hauteur d'attraction d'un pylône*

Pour modéliser le lieu d'attraction à la foudre créé par un pylône, on utilisera une demi-sphère centrée sur le sommet du pylône :

Pour les points d'abscisse et d'ordonnée (x, y) vérifiant :

$$\text{(équ 11)} \quad \{(x-x_t)^2 + (y-y_t)^2 \leq s_t(i)^2\}$$

on a :

$$\text{(équ 12)} \quad ah_t(x, y, i) = h_t + \sqrt{s_t^2(i) - (x-x_t)^2 - (y-y_t)^2}$$

sinon :

$$\text{(équ 13)} \quad ah_t(x, y, i) = 0$$

où :

- $s_t(i)$ est la distance d'attraction du pylône ;
- h_t la hauteur du pylône ;
- (x_t, y_t) les coordonnées du pylône au sol.

On peut aussi exprimer la hauteur d'attraction d'un pylône à l'aide de plusieurs demi-sphères. Dans ce cas, les coordonnées (x_t, y_t, h_t) sélectionnées représentent certaines extrémités ou certains sommets du pylône.

- *Hauteur d'attraction d'un conducteur de phase ou d'un câble de garde*

On exprimera la hauteur d'attraction à l'aide de l'équation de la chaînette, en supposant que la ligne est située le long de la droite des abscisses :

pour les points de coordonnées x et y vérifiant :

$$\text{(équ 14)} \quad \{(y-y_c)^2 \leq s_c(i)^2\}$$

on a :

$$\text{(équ 15)} \quad ah_c(x,y,i) = h_c(x) + \sqrt{s_c^2(i) - (y-y_t)^2}$$

sinon :

$$\text{(équ 16)} \quad ah_c(x,y,i) = 0$$

où :

- $s_t(i)$ est la distance d'attraction du câble ;
- $h_c(x)$ est la hauteur du conducteur qui varie le long des portées ;
- y_t est la position du conducteur sur l'axe perpendiculaire à la ligne.

On représente la hauteur du conducteur $h_c(x)$ en fonction de l'abscisse le long de la portée afin de prendre en considération la flèche des conducteurs entre deux pylônes :

$$\text{(équ 17)} \quad h_c(x) = h_m \cosh\left(\alpha\left(x - \frac{l_s}{2}\right)\right)$$

où :

$$\text{(équ 18)} \quad \alpha = \frac{2}{l_s} \cosh^{-1}\left(\frac{h_t}{h_m}\right)$$

Où :

- h_m est la hauteur du conducteur au milieu de la portée ;
- h_t est la hauteur du conducteur aux extrémités ;
- l_s est la longueur de la portée.

Une fois les lieux d'attraction des pylônes, des conducteurs et des câbles de garde calculés, nous déterminons le point d'impact d'un coup de foudre descendant verticalement, en examinant la hauteur d'attraction à laquelle chaque élément (sol, pylônes,...) peut potentiellement capter celui-ci. Le coup de foudre sera capté par l'élément ayant la hauteur d'attraction la plus importante.

En considérant, $A_\lambda(i)$, l'aire, sur le plan horizontal du sol, du lieu des points de coordonnées (x,y) où les coups de foudre de courant I descendant de façon verticale du nuage vers le point du sol de coordonnées (x,y) sont captés par l'élément λ , N_g , la densité de coups de foudre au sol et $f_i(\cdot)$, la densité de probabilité du courant crête de foudre, N_λ , le nombre de coups de foudre frappant annuellement en moyenne l'élément λ , est donné par :

(équ 19)
$$N_\lambda = N_g \int_0^\infty A_\lambda(i) f_i(\cdot) di$$

Annexe 3
Vérification de la cohérence des résultats fournis par la méthode de calcul du taux d'amorçage à la foudre

Comparaison au taux d'amorçage moyen dû à la foudre du réseau 70 kV Belge muni de câbles de garde

Nous avons calculé un taux d'amorçage moyen à la foudre du réseau 70 kV Belge, à partir des défauts ayant affecté ce réseau de l'année 1970 à l'année 1983. Nous souhaitons examiner si ce taux d'amorçage moyen était proche du taux d'amorçage calculé par la méthode présentée dans ce paragraphe, sur la base d'une configuration de ligne typique de celles qui existent sur ce réseau.

La résistivité du sol étant assez favorable en Belgique, nous pouvons espérer que le taux d'amorçage mesuré moyen ne soit pas influencé de manière significative par une famille de pylônes munis de très mauvaises prises de terre.

Données employées pour réaliser l'évaluation du taux d'amorçage par notre méthode

Les données employées pour réaliser les calculs de taux d'amorçage sont décrites ci-après. Il s'agit d'une ligne homogène simple terre munie d'un câble de garde dont la portée est de longueur 300 m. La position des conducteurs aux pylônes et à mi-portée est donnée dans le Tableau 3 et les caractéristiques des conducteurs sont présentées dans le Tableau 4. La tension de tenue des chaînes d'isolateurs est de 420 kV.

	<i>Hauteur d'accrochage au pylône (m)</i>	<i>Hauteur à mi-portée (m)</i>	<i>Distance horizontale par rapport à l'axe du pylône(m)</i>
<i>Phase A</i>	22.8	15.2	-3.2
<i>Phase B</i>	24.8	17.8	3.2
<i>Phase C</i>	27.4	20.4	-2.5
<i>Câble de garde</i>	30.1	24.7	0.8

Tableau 3 : Tableau donnant la position des conducteurs aux pylône et à mi-portée.

	<i>Diamètre extérieur (cm)</i>	<i>Résistance linéique (Ω /km)</i>
<i>Conducteurs de phase</i>	3.1	0.0583
<i>Câble de garde</i>	1.57	0.279

Tableau 4 : caractéristiques des conducteurs

La densité de coups de foudre au sol a été prise égale à 1.2 coups de foudre par km² et par an. Les pylônes sont modélisés comme des lignes de propagation à caractéristiques constantes et dont l'impédance d'onde est de 180 Ω . Le modèle électrogéométrique de Love a été employé.

Mise en œuvre des calculs et comparaison aux mesures

Pour le calcul du taux d'amorçage moyen à partir des mesures, deux hypothèses avaient été considérées en ce qui concerne les lignes, ayant abouti chacune à une valeur du taux d'amorçage :

- Les lignes avec de mauvaises prises de terre ;

- Les lignes avec de bonnes prises de terre.

Nous avons donc effectué des calculs pour une ligne munie de mauvaises prises de terre, puis pour une ligne dont les prises de terre ont une faible résistance.

Le Tableau 5 compare nos résultats aux mesures.

	Résistance des prises de terre (Ω)	Taux d'amorçage calculé (nb de coups / 100 km / an)	Taux d'amorçage déduit des mesures (nb de coups de foudre / 100 km / an)
Ligne à mauvaises prises de terre	40	9.	11.7
Lignes à bonnes prises de terre	15	2.6	4
	12	1.83	

Tableau 5 : Comparaison des taux d'amorçage moyen déduits de mesures sur le réseau 70 kV de Belgique avec les calculs réalisés.

On constate une bonne cohérence entre les résultats des calculs et les mesures.

Comparaison au taux d'amorçage moyen dû à la foudre du réseau 150 kV Belge muni de câbles de garde

Il s'agit de la comparaison des résultats fournis par notre méthode appliquée sur une configuration typique, au taux d'amorçage moyen à la foudre calculé à partir des défauts ayant affecté le réseau 150 kV Belge, de l'année 1970 à l'année 1983.

Données employées pour réaliser l'évaluation du taux d'amorçage par notre méthode

Les données employées pour réaliser les calculs de taux d'amorçage sont décrites ci-après. Il s'agit d'une ligne homogène double terne de forme dite « drapeau », munie d'un câble de garde. La longueur des portées est de 400 m.

La position des conducteurs et du câble de garde est donnée dans le Tableau 6 suivant.

	<i>Hauteur d'accrochage au pylône (m)</i>	<i>Hauteur à mi-portée (m)</i>	<i>Distance horizontale par rapport à l'axe du pylône (m)</i>
<i>Phase A – terne 1</i>	41	28.5	4.4
<i>Phase B – terne 1</i>	36	23.5	4.4
<i>Phase C – terne 1</i>	31	18.5	4.4
<i>Phase A – terne 2</i>	41	28.5	-4.4
<i>Phase B – terne 2</i>	36	23.5	-4.4
<i>Phase C – terne 2</i>	31	18.5	-4.4
<i>Câble de garde</i>	47.	36.36	0

Tableau 6 : Position des conducteurs de phase et du câble de garde de la ligne 150 kV employée pour réaliser les calculs de taux d'amorçage.

Les caractéristiques des conducteurs sont données dans le Tableau 7 suivant :

	<i>Diamètre (cm)</i>	<i>Résistance linéique (Ω / km)</i>
<i>Conducteurs de phase</i>	3.105	0.0583

<i>Câble de garde</i>	1.574	0.279
-----------------------	-------	-------

Tableau 7 : Caractéristiques des conducteurs de phase et des câbles de garde.

On a considéré que la densité de coups de foudre au sol était de $1.2 / \text{km}^2 / \text{an}$ et une tension de tenue des chaînes d'isolateurs de 750 kV.

Mise en œuvre des calculs et comparaison aux mesures

Le calcul du taux d'amorçage a été réalisé pour une résistance des prises de terre des pylônes valant 10Ω (les prises de terre sont de qualité).

Les calculs ont donné une valeur de taux d'amorçage égale à 1. amorçages pour 100 km /an alors que le retour d'expérience donne 1.18 amorçages pour 100 km /an.

On constate donc une bonne cohérence, mais encore une fois il faut rester très prudent quant à la signification en terme de validation de ce test. On peut dire que le test n'a pas permis de détecter de forte incohérence par rapport à l'expérience (cela aurait été le cas par exemple si nous avions calculé un résultat qui n'était pas du même ordre de grandeur que celui donné par le retour d'expérience), mais à notre avis, il n'est pas possible de tirer de cela des conclusions plus définitives en ce qui concerne la justesse de la méthode de calcul.

Comparaison au retour d'expérience dans le cas d'une ligne 225 kV simple terre sans câble de garde

Au début des années 90 une enquête avait été faite par le service de transport de EDF auprès des exploitants régionaux pour mieux connaître l'effet de la foudre sur le réseau. Un questionnaire avait été adressé par le bureau d'étude du transport aux exploitants des différentes régions pour leur demander de fournir pour certaines lignes le nombre de défauts à la foudre dont elles ont été affectées sur une plage de plusieurs années en indiquant pour chacun des défauts le type de défaut, ainsi que des informations concernant la configuration de ces lignes.

Les informations issues de cette enquête sont souvent très difficiles à exploiter : comme il a été dit dans le corps du document, les lignes sont souvent très inhomogènes. De plus il est assez long d'obtenir un retour d'expérience intéressant pour une ligne munie de câbles de garde dont les prises de terre ont une impédance assez faible, car le nombre d'amorçages est faible.

Nous avons retenu pour tester le logiciel une ligne 225 kV à un seul terre sans câble de garde (seules les portées d'extrémité étaient munies d'un câble de garde).

Le calcul du taux d'amorçage a été réalisé en considérant des portées de longueur 350 m et les positions des conducteurs données dans le Tableau 8. La tension de tenue à la foudre des chaînes d'isolateurs a été prise égale à 800 kV.

	<i>Hauteur d'accrochage au pylône (m)</i>	<i>Hauteur à mi-portée (m)</i>	<i>Distance horizontale par rapport à l'axe du pylône (m)</i>
<i>Phase A</i>	30.6	22.1	8.7
<i>Phase B</i>	30.6	22.1	0
<i>Phase C</i>	30.6	22.1	-8.7

Tableau 8 : Position des conducteurs au pylône et à moitié de la portée.

La densité de coups de foudre au sol a été choisi égal à $1.5 \text{ coup de foudre} / \text{km}^2 / \text{an}$ (il s'agit d'une ligne située en Alsace, l'exploitant avait noté un niveau céramique assez élevé pour

cette ligne, mais après avoir consulté les cartes densités de coups de foudre au sol établies par l'entreprise Météorage, il nous a semblé raisonnable d'employer une valeur légèrement plus haute que la densité de coups de foudre au sol moyenne de la région).

Les calculs que nous avons réalisés ont donné pour la ligne un taux d'amorçage de 18 amorçages / 100 km / an, avec les hypothèses choisies, alors que le retour d'expérience donne 19. On constate que, sur ce cas aussi, il y a une concordance raisonnable entre les calculs et l'expérience du terrain. On notera que les lignes sans câble de garde ont un comportement très particulier vis-à-vis de la foudre car la plupart des coups de foudre frappant la ligne conduisent à un amorçage. Un cas de validation comme celui qui est présenté ici valide donc essentiellement la méthode employée pour estimer l'incidence de la foudre sur la ligne ; il ne valide pas du tout la partie de la méthode consacrée à détecter, à l'aide de simulations électromagnétiques, les coups de foudre conduisant à l'amorçage des chaînes d'isolateurs.

Chapitre 5

Etude de la foudre directe
application à l'étude de l'usage des parafoudres en ligne

1	Introduction	141
2	Généralités.....	141
2.1	Qu'est-ce qu'un parafoudre ?.....	141
2.2	Pourquoi installer des parafoudres en ligne ?.....	143
2.3	Les différentes technologies de parafoudres en ligne, leurs avantages et inconvénients.....	144
3	Application 1 : calcul du taux d'amorçage d'une ligne 90 kV munie de câbles de garde 146	
3.1	Introduction	146
3.2	Description de la configuration	146
3.3	Présentation et analyse des résultats.....	147
3.4	Conclusion.....	149
4	Application 2 – élimination des défauts d'une ligne 400 kV	149
4.1	Présentation du problème à traiter.....	149
4.2	Configuration de la ligne étudiée	150
4.3	Le choix des variables aléatoires.....	152
4.4	Etude de l'emploi de parafoudres sans intervalle d'air	153
4.4.1	Considérations sur les parafoudres employés	154
4.4.2	Configuration 1 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1154	
4.4.3	Configuration 2 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1 et sur une phase du circuit 2.....	156
4.5	Etude des parafoudres avec éclateur	158
4.5.1	Commentaires sur les parafoudres employés	158
4.5.2	Configuration 1 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1159	
4.5.3	Configuration 2 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1 et sur une phase du circuit 2.....	160
4.6	Etude de l'influence de la tension assignée des parafoudres sur le taux d'amorçage 160	
4.6.1	Introduction	160
4.6.2	Configuration 1 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1161	
4.6.3	Configuration 2 : des parafoudres sont installés sur 2 phases du circuit 1 et une phase du circuit 2.....	162
4.7	Etude de la tenue énergétique des parafoudres	162
4.7.1	Introduction	162
4.7.2	Contraintes énergétiques dues aux surtension à front lent.....	162
4.7.3	Contraintes énergétiques dues à la foudre.....	164
4.7.4	Conclusion.....	167
5	Conclusion générale	167

1 Introduction

Les amorçages dus à la foudre des chaînes d'isolateurs des lignes aériennes sont à l'origine de creux de tension et de coupures de l'énergie aux points de fourniture du réseau de transport qui sont de moins en moins acceptés par les clients. Pour cette raison les différentes techniques permettant de limiter le taux d'amorçage des lignes suscitent un intérêt important parmi les gestionnaires de réseaux de transport d'électricité.

Les parafoudres à oxydes de zinc sont des limiteurs de surtension qui sont apparus sur le marché au début des années 70. Depuis cette période, ils ont été beaucoup employés sur les systèmes électriques pour protéger les équipements contre les surtensions et ont prouvé leur efficacité et leur fiabilité. Les performances des parafoudres et la nécessité d'améliorer la qualité de l'électricité ont convaincu les entreprises d'électricité de les employer sur les ouvrages de transport, en parallèle avec les chaînes d'isolateurs, pour réduire le taux d'amorçage des lignes.

Ce chapitre est consacré à l'étude de cette utilisation particulière des parafoudres et nous nous intéressons spécifiquement à la problématique industrielle détaillée ci-après.

Il n'est souvent pas possible, pour des raisons financières, d'installer des parafoudres sur toutes les phases et à tous les pylônes d'une ligne dont on souhaite améliorer les performances à la foudre. Par conséquent, il faut choisir, de la façon la plus efficace possible, les pylônes et les phases où les parafoudres seront installés. A cet effet, nous montrerons comment le calcul du taux d'amorçage à la foudre peut aider l'ingénieur à déterminer où il doit installer des parafoudres sur une ligne dont il veut améliorer les performances à la foudre.

La première partie du texte est consacrée à l'exposé d'informations générales sur l'usage des parafoudres en ligne. Nous présentons ensuite deux études que nous avons réalisées et qui s'appuient sur l'emploi de la méthode que nous avons mise au point pour calculer le taux d'amorçage des lignes et qui a été présentée au chapitre précédent.

La première concerne une ligne 90 kV à un seul terna, munie d'un câble de garde. Nous examinons l'effet de différents paramètres tels que la tension de tenue des chaînes d'isolateurs ou la résistance de la prise de terre des pylônes sur le taux d'amorçage des lignes.

La deuxième est consacrée à la réduction du nombre de défauts multitermes (ce sont les défauts pour lesquels il y a simultanément un amorçage sur chacun des ternes de la ligne) et multiphasés d'une ligne 400 kV à deux ternes et deux câbles de garde. Les défauts de ce type sont en général particulièrement sévères pour le système électrique.

2 Généralités

2.1 *Qu'est-ce qu'un parafoudre ?*

Un parafoudre est un appareil limitant les surtensions de foudre et de manœuvre existant sur les systèmes électriques en « court-circuitant » les sur-courants, afin de protéger les équipements. Il évite les courants de suite à la fréquence industrielle et est capable de répéter ces fonctions un nombre important de fois. Il a une caractéristique non linéaire très prononcée qui permet de laisser circuler des sur-courants de très forte amplitude, tout en limitant la tension à ses bornes à une valeur raisonnable. Il présente par ailleurs l'avantage de conduire

un courant négligeable à la tension normale de fonctionnement, limitant ainsi les pertes. La Figure 1 présente la caractéristique typique d'un parafoudre employé pour le réseau 225 kV.

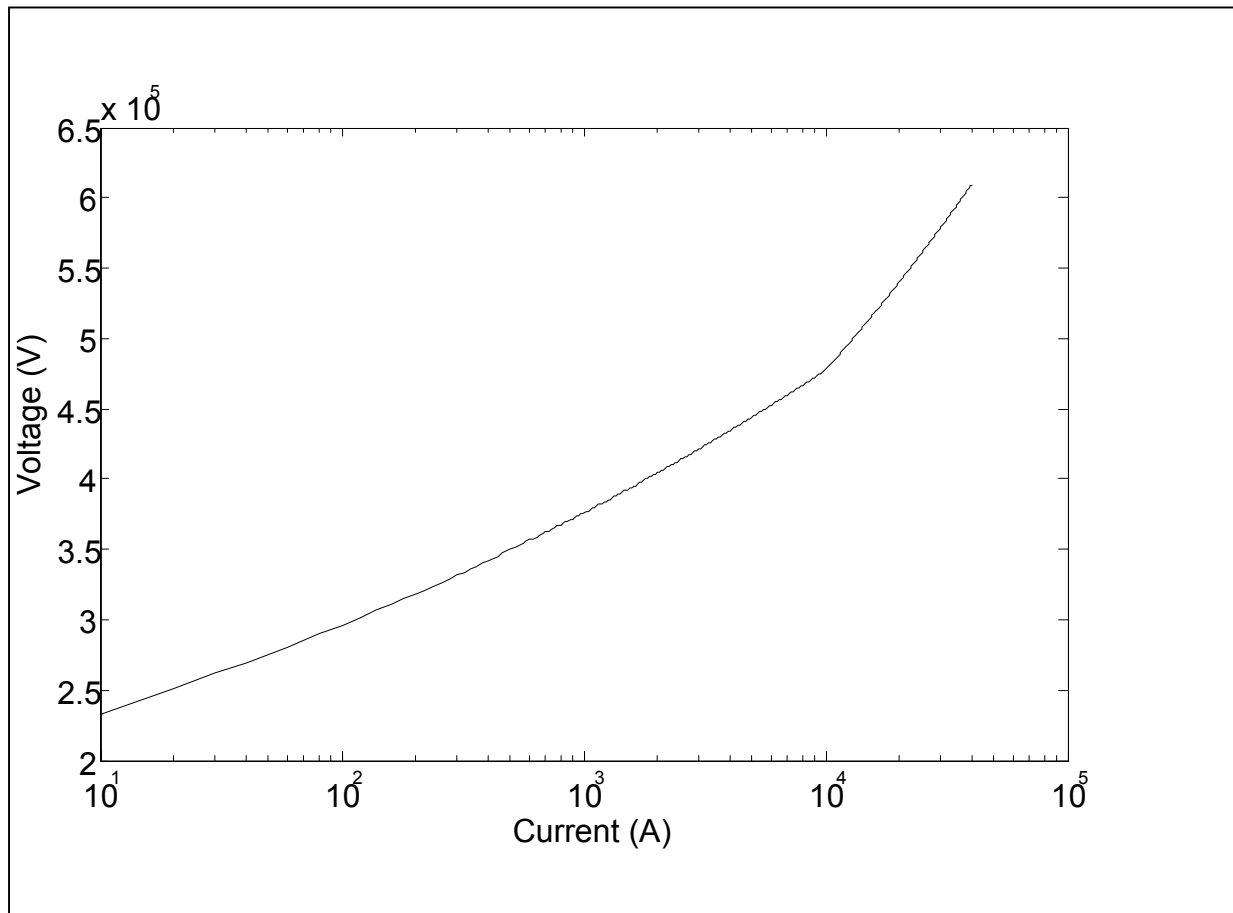


Figure 1 : Exemple de caractéristique d'un parafoudre ; tension à ses bornes en fonction du courant le traversant.

Quand des parafoudres sont installés en parallèle avec des chaînes d'isolateurs (voir Figure 2), on parle de parafoudres en ligne. Ces équipements limitent la tension aux bornes de la chaîne d'isolateurs à une valeur inférieure à la tension de tenue aux surtensions de foudre de la chaîne d'isolateurs, évitant ainsi les amorçages aux bornes de celle-ci.



Figure 2 : L'image de gauche représente une équipe de RTE installant des parafoudres à intervalle d'air sur une ligne à 90 kV, celle de droite une équipe de KELAG (Autriche) installant des parafoudres sur une ligne 110 kV

2.2 Pourquoi installer des parafoudres en ligne ?

Les parafoudres en ligne ont plusieurs applications importantes qui sont présentées succinctement dans ce paragraphe.

Amélioration des performances à la foudre des lignes aériennes

Sur les ouvrages aériens dont la tension nominale est comprise entre 50 kV et 300 kV, plus de la moitié des courts-circuits sont dus à la foudre. Les parafoudres offrent une alternative très efficace pour réduire le nombre de ces courts-circuits, en particulier en ce qui concerne les défauts simultanés sur les deux circuits d'une ligne à deux ternes qui sont, sur la plupart des systèmes électriques, les défauts les plus contraignants.

Réduction du risque d'avoir des tensions de pas et de toucher dangereuses

Les parafoudres en ligne réduisent de façon très importante le risque d'avoir des tensions de pas et de toucher dangereuses, dues à la variation de potentiel du pylône à la fréquence industrielle apparaissant à la suite d'un amorçage d'une chaîne d'isolateurs.

Réduction des surtensions à front lent

Les parafoudres sans intervalle d'air sont parfois employés pour réduire les surtensions à front (surtensions de manœuvre) comme une solution alternative à l'utilisation de disjoncteurs à résistances d'insertion ou de disjoncteurs synchronisés.

Lignes compactes

En permettant de réduire les surtensions à front rapide (foudre) et à front lent (manœuvre), les parafoudres en ligne sans éclateurs rendent possible l'existence de lignes aériennes aux distances d'isolement réduites par rapport aux lignes classiques. Pour cette raison ils sont employés dans certaines techniques de ligne compactes.

« Upgrading des ouvrages »

L'« upgrading » d'une ligne aérienne consiste à exploiter une ligne à une tension nominale supérieure à celle pour laquelle la conception de la ligne avait été réalisée. Sur le réseau de RTE il existe par exemple des lignes conçues pour être exploitées à une tension nominale de 150 kV qui sont employées aujourd'hui à une tension nominale de 225 kV. Les parafoudres pour cette application ont un rôle identique à celui qu'ils ont dans le cas des lignes compactes.

Travail sous tension

On peut employer des parafoudres à la place d'éclateurs, pour éviter des risques liés à la présence de surtensions, quand des travaux sous tension sont effectués (il s'agit de travaux qui sont réalisés sur un ouvrage quand celui-ci est alimenté en énergie).

Dans ce chapitre, nous nous intéresserons uniquement à des applications liées à l'amélioration de la qualité de service des ouvrages aériens.

2.3 Les différentes technologies de parafoudres en ligne, leurs avantages et inconvénients

Deux technologies de parafoudres existent :

- les parafoudres munis d'un intervalle d'air en série avec le composant non linéaire du parafoudre constitué de nos jours de pastilles d'oxyde de zinc. Le parafoudre ne laisse passer le courant qu'après qu'il y a eu amorçage de l'intervalle d'air à cause des surtensions de foudre (l'éclateur est normalement choisi pour ne pas amorcer en cas de surtension temporaire ou de surtension de manœuvre).
- Les parafoudres sans intervalle d'air ; ces parafoudres conduisent le courant en permanence ; ils doivent donc être spécifiés pour résister en particulier aux surtensions de manœuvre susceptibles d'exister à l'endroit du réseau où ils sont installés. Ces parafoudres sont munis d'un déconnecteur qui les séparent du réseau en cas de défaillance, évitant ainsi un court circuit permanent qui empêcherait d'employer la ligne où ils sont installés.

Avantages et inconvénients des parafoudres à intervalle d'air

Les parafoudres à intervalle d'air présentent les avantages suivants par rapport aux parafoudres en ligne sans intervalle d'air :

- Ils nécessitent un composant en oxyde de zinc plus petit car celui-ci n'est pas soumis en permanence à la circulation d'un courant à la fréquence industrielle ; ils vieillissent moins vite et offrent une meilleure fiabilité ;
- Si jamais un parafoudre à intervalle d'air a son composant non linéaire défaillant, il reste toujours possible d'employer la ligne car l'intervalle d'air n'amorce pas lorsque survient une surtension à front lent ou une surtension temporaire ;
- Le fait que l'intervalle d'air n'amorce pas lors de l'existence de surtensions à front lent réduit les contraintes énergétiques que le parafoudre est susceptible de rencontrer ;

- Il n'est pas nécessaire d'employer un déconnecteur.

Leurs principaux inconvénients sont les suivants :

- Ils peuvent être difficiles à installer ;
- La longueur de l'intervalle d'air de l'éclateur peut changer en service, entraînant un dérèglement du système ;
- Ils partagent parfois mal les contraintes en énergie ; ainsi, par exemple quand plusieurs parafoudres à intervalle d'air sont installés en parallèle, le premier parafoudre qui laisse passer le courant peut empêcher les éclateurs des autres parafoudres d'amorcer, les empêchant ainsi d'assurer leur fonction ;
- Il n'est guère possible de les installer sous tension (c'est-à-dire, sans couper l'alimentation de la ligne de transport).

Avantages et inconvénients des parafoudres sans intervalle d'air

Les principaux avantages des parafoudres sans intervalles d'air par rapport aux parafoudres avec intervalle d'air sont détaillés ci-après :

- Ils peuvent s'installer facilement ;
- Ils permettent de réduire les surtensions à front lent (manœuvre) ;
- Ils partagent les contraintes en énergie de façon plus efficace ;
- Ils sont généralement plus courts ;

Leurs principaux inconvénients sont :

- Les déconnecteurs présentent souvent des problèmes de fiabilité mécanique ;
- Les blocs d'oxyde de zinc sont contraints en permanence par la tension à la fréquence industrielle et occasionnellement par des surtensions de manœuvre et des surtensions temporaires ;
- Ils peuvent être sujets à des problèmes de pollution dans des zones de forte contrainte de pollution.

Il est possible d'employer une technologie de parafoudre flexible muni d'un intervalle d'air évitant la plupart des inconvénients cités précédemment (voir Figure 3).

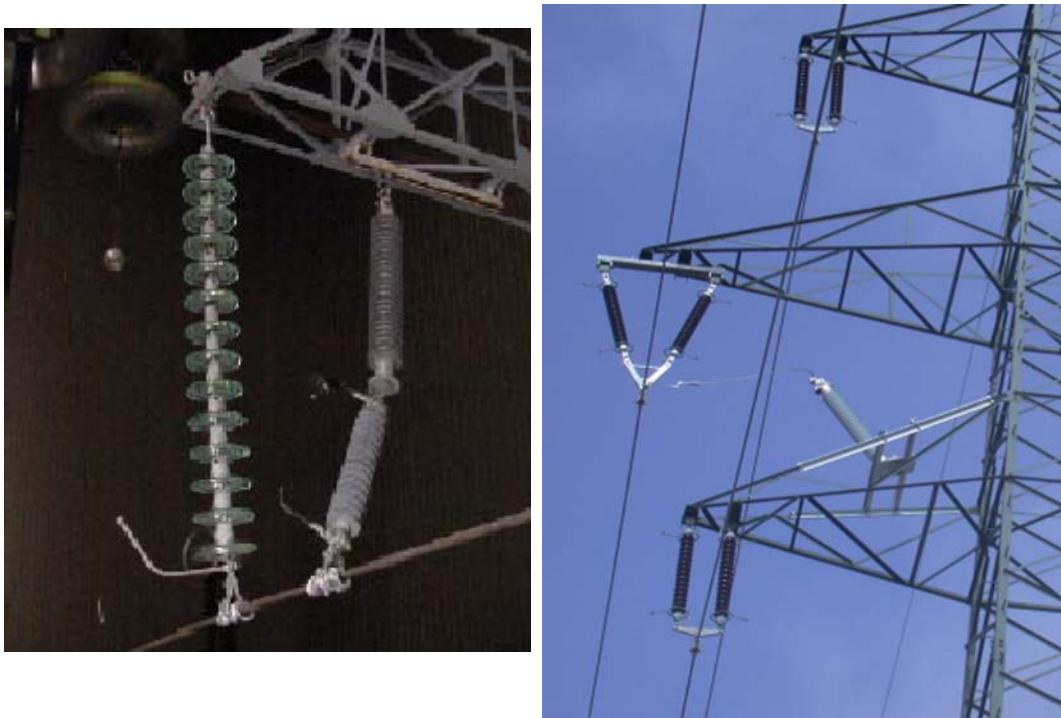


Figure 3 : image de gauche : exemple de parafoudre “flexible” muni d’un intervalle d’air installé sur un isolateur en matériau composite. Image de droite : parafoudre en ligne installé sur une ligne 110 kV d’Autriche. Le parafoudre est installé sur la phase centrale, il est muni d’un déconnecteur.

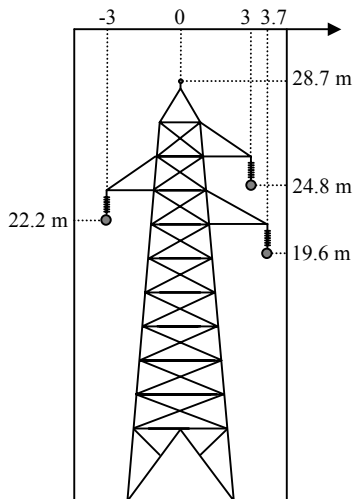
3 Application 1 : calcul du taux d’amorçage d’une ligne 90 kV munie de câbles de garde

3.1 Introduction

Dans ce paragraphe nous allons appliquer la méthode de calcul du taux d’amorçage que nous avons mise au point pour étudier l’influence de la résistance des prises de terre et de la tension de tenue des chaînes d’isolateurs sur le taux d’amorçage d’une ligne 90 kV simple terre, munie d’un câble de garde. A cause de la structure du réseau 90 kV de RTE, les amorçages multiphasés sont d’avantage susceptibles de provoquer des creux de tension contraignants aux points d’alimentation du réseau que les amorçages monophasés. Pour cette raison, nous calculerons à la fois le taux d’amorçage monophasé et multiphasé.

3.2 Description de la configuration

On considère une ligne de niveau de tension 90 kV à un seul terre et munie d’un câble de garde. La tension de tenue au choc de foudre des chaînes d’isolateurs est de 520 kV. La densité de coups de foudre au sol est de 1 par km² et par an . La silhouette du pylône et la position des conducteurs sont donnés à la Figure 4. La longueur des portées est de 300m.



Type de conducteur	Position horizontale (m)	Position verticale (m)
Phase A	3.7	19.6
Phase B	-3	22.2
Phase C	3	24.8
Câble de garde	0	28.7

Figure 4 : Schéma du pylône et position des conducteurs.

3.3 Présentation et analyse des résultats

Influence de la résistance des prises de terre sur le taux d'amorçage de la ligne

La Figure 5 suivante présente le taux d'amorçage total de la ligne (c'est-à-dire prenant en compte tous les types d'amorçages) et le taux d'amorçage multiphasé de la ligne (on s'intéresse aux amorçages concernant au moins deux phases).

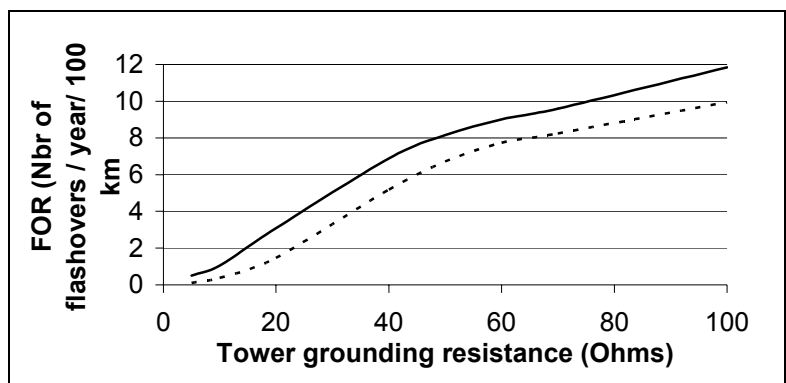


Figure 5 : Taux d'amorçage total de la ligne (ligne en trait plein), taux d'amorçage multiphasé (pointillé).

On constate sur la Figure 5 qu'en diminuant la résistance de la prise de terre de 100Ω à 60Ω , on fait passer le taux d'amorçage multiphasé d'environ 10 amorçages par an et pour 100 km de ligne à 8 amorçages par an et pour 100 km. Le bénéfice est très limité, alors que l'investissement à réaliser pour diminuer la résistance de la prise de terre de 100Ω à 60Ω peut se révéler en pratique assez important (ajout de pieux ou de conducteurs horizontaux à la prise de terre) car la mauvaise performance de la prise de terre traduit en général la forte résistivité du sol. Celle-ci interdit d'ailleurs d'obtenir une prise de terre suffisamment faible pour avoir un taux d'amorçage faible.

En d'autres mots, l'amélioration des prises de terre n'est intéressante du point de vue de la diminution du taux d'amorçage, que si, en pratique, on est capable d'atteindre des valeurs de résistance faibles.

Influence de la longueur des chaînes d'isolateurs sur le taux d'amorçage de la ligne

On compare le taux d'amorçage à la foudre de la ligne 90 kV, quand la tension de tenue des chaînes d'isolateurs est de 520 kV, au taux d'amorçage de la même ligne, quand la tension de tenue est augmentée de 10 %. On constate sur la Figure 6 que cette augmentation de la tension de tenue ne conduit pas à une diminution significative du taux d'amorçage de la ligne. Pour obtenir une baisse importante du taux d'amorçage, il aurait fallu augmenter d'avantage la longueur des chaînes d'isolateurs, ce qui est la plupart du temps impossible en pratique, à cause des contraintes liées aux distances à la masse minimales des conducteurs de phase.

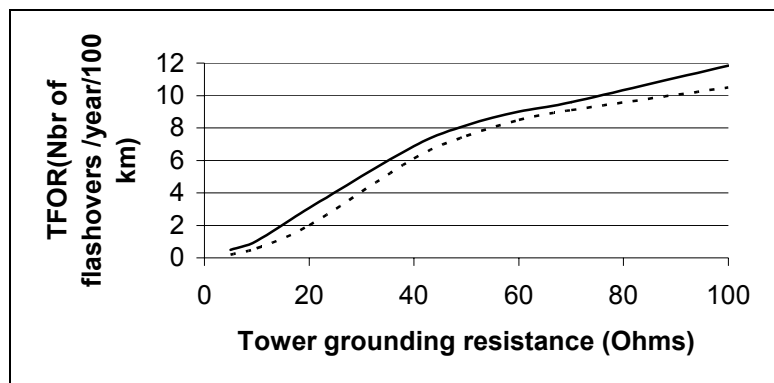


Figure 6 : Taux d'amorçage total d'une ligne 90 kV sans parafoudre, munie d'un câble de garde. Trait plein la tension de tenue à la foudre est de 520 kV. Trait pointillé, la tension de tenue à la foudre est augmentée de 10 %.

Emploi de parafoudres pour améliorer les performances de la ligne à la foudre

Des parafoudres sont installés en parallèle avec les chaînes d'isolateurs de la phase A (voir Figure 4). La tension de tenue à la foudre des chaînes d'isolateurs est de 350 kV, il s'agit donc là d'une ligne pour laquelle la tension de tenue est faible. La Figure 7 compare le taux d'amorçage à la foudre total de la ligne sans parafoudre, à celui de la ligne munie de parafoudres. Il y a une amélioration significative de la performance à la foudre de la ligne pour les valeurs faibles des prises de terre. On constate ainsi que, pour une prise de terre d'environ 15 Ω , le taux d'amorçage total passe de 4 à environ 2 amorçages par an et pour 100 km de ligne. Par contre, pour les fortes valeurs de résistances de prise de terre, la présence d'un parafoudre sur la phase A de tous les pylônes de la ligne ne présente pas d'intérêt.

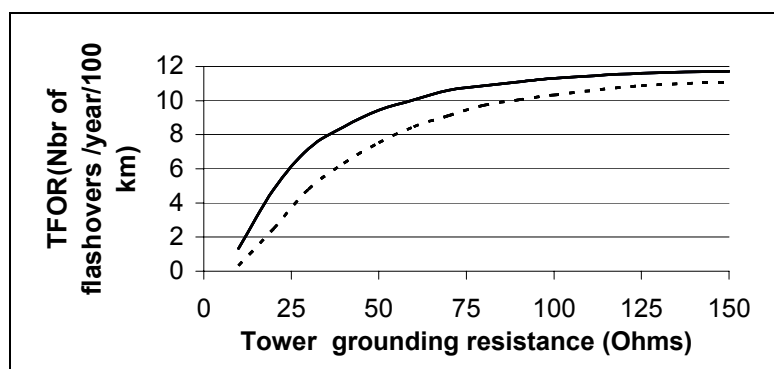


Figure 7 : Taux d'amorçage total de la ligne 90 kV sans parafoudre (trait plein), et avec un parafoudre sur la phase A (pointillé).

La Figure 8 montre que l'amélioration des performances à la foudre due à la présence du parafoudre est plus prononcée si on considère les amorçages polyphasés. C'est une caractéristique importante car, comme il a déjà été dit, ces amorçages sont les plus critiques

pour le système. On passe ainsi d'un taux d'amorçage de 4 à 2, pour une prise de résistance d'environ 25Ω , alors que pour le taux d'amorçage total, on passe d'un taux d'amorçage de 4 à 2 pour une prise de terre de résistance 15Ω .

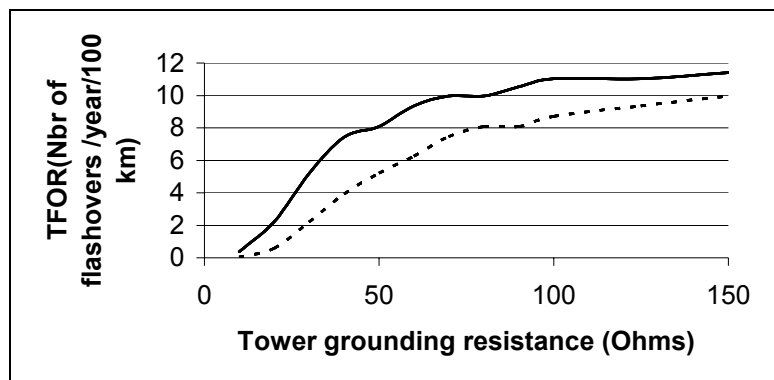


Figure 8 : taux d'amorçage multiphasé de la ligne 90 kV sans parafoudre (trait plein), avec parafoudre sur la phase A (trait en pointillé).

L'amélioration plus importante apportée par le parafoudre dans le cas des amorçages polyphasés provient du fait que la présence du parafoudre rend significativement plus difficile d'atteindre les conditions de contrainte permettant d'obtenir un amorçage polyphasé.

On constate toutefois que, pour les fortes valeurs de résistances de prises de terre, l'utilisation d'un seul parafoudre n'apporte pas d'amélioration significative et il serait nécessaire d'utiliser 2, voire 3 parafoudres par pylône.

3.4 Conclusion

Cet exemple, concernant une ligne aérienne 90 kV à un seul terna munie d'un câble de garde, nous a permis de montrer, sur un cas pratique, l'intérêt de l'emploi du logiciel basé sur la méthode de calcul du taux d'amorçage que nous avons mise au point. On voit qu'il donne des éléments quantitatifs permettant de prendre des décisions d'ordre technique, quant aux mesures à adopter pour améliorer les performances à la foudre des ouvrages de transport d'électricité. Il permet, en particulier, de comparer entre elles différentes solutions techniques.

4 Application 2 – élimination des défauts d'une ligne 400 kV

4.1 Présentation du problème à traiter

Sur un réseau de transport d'électricité, il peut exister des lignes dont la déconnexion soudaine est susceptible de conduire à des problèmes d'ordre système (instabilité du réseau, perte d'une centrale de production d'électricité...). Ces déconnexions peuvent avoir lieu, par exemple, dans le cas d'une ligne à deux circuits, si un coup de foudre de forte intensité frappe la ligne et provoque l'amorçage d'isolateurs de phases différentes (amorçages dits polyphasés) de chacun des deux circuits. Dans ce cas il est nécessaire de déclencher en triphasé les disjoncteurs des deux ternes, situés aux deux extrémités de la ligne, provoquant ainsi sa mise hors tension, au bout d'un intervalle de temps d'environ 100 ms.

Sur de telles lignes stratégiques à deux circuits, il est essentiel de prendre des mesures constructives permettant d'éviter les amorçages polyphasés se produisant simultanément sur chacun des circuits.

Nous allons examiner dans ce paragraphe, sur une configuration pratique de ligne 400 kV à deux ternes et deux câbles de garde, s'il est possible de limiter fortement ce risque en employant des parafoudres en lignes. Il est évident qu'en équipant chacun des phases de chacun des pylônes de la ligne, on évite complètement ce risque, mais cette solution n'est pas envisageable à cause de son coût ; il n'est pas non plus judicieux d'installer sur le réseau des appareils qui ne sont pas utiles, mais dont il faut tout de même assurer sur le long terme le maintien en condition opérationnelle. Il est donc nécessaire de choisir judicieusement les pylônes et les phases où doivent être installés les parafoudres.

L'objet de l'étude que nous avons réalisé est de donner les éléments permettant ce choix en examinant l'effet sur le taux d'amorçage de différents paramètres tels que la résistance des prises de terre des pylônes ou la configuration des parafoudres employés.

Nous avons également examiné l'incidence de la technologie des parafoudres (parafoudres munis d'un éclateur ou parafoudres sans éclateur) sur le taux d'amorçage et les contraintes en énergie appliquées aux parafoudres.

4.2 Configuration de la ligne étudiée

Il s'agit d'une ligne 400 kV à deux circuits, munie de deux câbles de garde. Elle comprend des pylônes qui sont tous du même type (c'est-à-dire qui ont la même silhouette), mais dont la hauteur peut être différente. Nous avons décidé de mener l'étude pour une seule configuration de pylône (voir Figure 9) car les différences entre les pylônes ne sont pas très importantes.



Figure 9 : Pylône considéré pour l'étude.

Le tableau suivant donne la position des conducteurs aux pylônes et au milieu des portées (voir aussi Figure 10).

Type de conducteur	Hauteur d'accrochage au pylône (m)	Hauteur à mi-portée (m)	Distance horizontale à l'axe du pylône (m)
Phase 1 -circuit 1	20.6	12.6	-10
Phase 2 – circuit 1	26.1	18.1	-17
Phase 3 – circuit 1	33.1	25.1	-4
Phase 1 – circuit 2	20.6	12.6	10
Phase 2 – circuit 2	26.1	18.1	17
Phase 3 – circuit 2	33.1	25.1	4
Câble de garde 1	42.2	36.2	-9.6
Câble de garde 2	42.2	36.2	9.6

Tableau 1 : Position des conducteurs aux pylônes et au milieu des portées.

La longueur des portées est de 400 m et la tension de tenue à la foudre des chaînes d'isolateurs a été prise égale à 1425 kV.

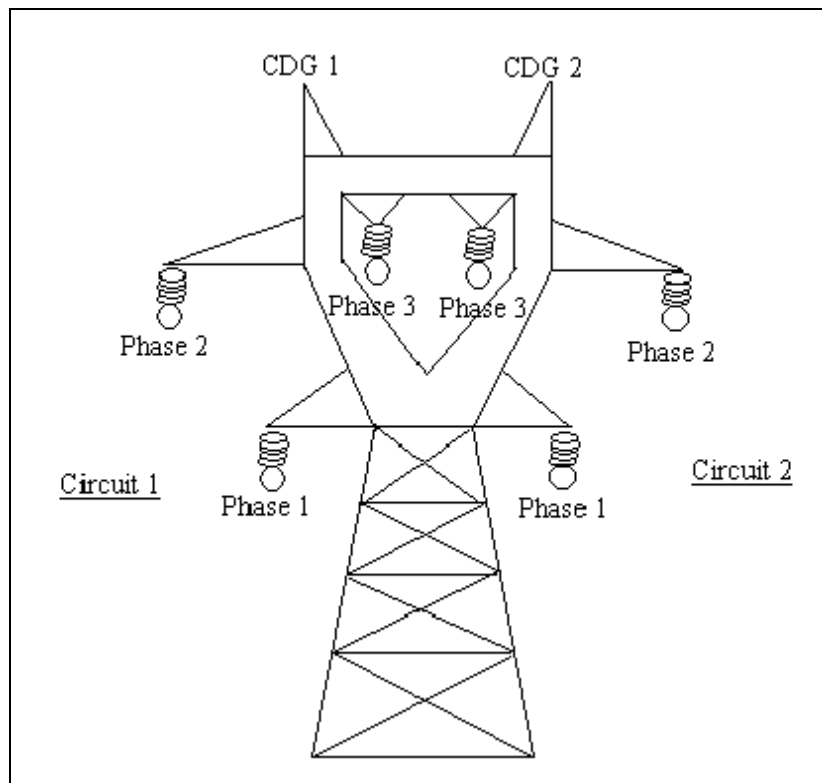


Figure 10 : Silhouette du pylône considéré pour l'étude et position des conducteurs.

4.3 Le choix des variables aléatoires

Nous nous intéressons ici aux amorçages apparaissant simultanément sur chacun des deux circuits. Nous savons que l'amorçage d'une chaîne d'isolateurs réduit les contraintes appliquées aux autres chaînes d'isolateurs et, d'une certaine façon, diminue leur risque d'amorçage. Or la tenue des chaînes d'isolateurs est une grandeur probabiliste (lors des essais en onde de tension normalisée de forme 1.2 / 50 μ s des chaînes d'isolateurs, on trouve un écart-type d'environ 1.5 % de leur tension de tenue) et on peut se demander s'il est possible de la considérer comme constante dans cette étude.

Si on ne modélise pas la tension de tenue des chaînes d'isolateurs comme une variable aléatoire, les simulations des transitoires électromagnétiques que nous réalisons pour les coups de foudre tombant sur le pylône, pour des raisons de symétrie, détectent des configurations d'amorçages symétriques pour les deux ternes, alors que l'expérience montre que cela ne correspond pas à la réalité.

Pour répondre à cette question, nous avons examiné deux points.

Le premier porte sur le nombre de coups de foudre susceptibles de frapper les pylônes. Nous avons montré, par l'application du modèle électrogéométrique, que, dans la ligne aérienne que nous étudions, les câbles de garde sont placés de telle façon que le nombre de coups de foudre frappant les pylônes est négligeable.

Le deuxième point porte directement sur l'effet de la différence de tenue des chaînes d'isolateurs sur les résultats de calcul du taux d'amorçage. Pour en savoir plus, nous avons comparé le taux d'amorçage total de la ligne sans parafoudre quand les deux ternes de la ligne ont le même isolement à la foudre (la tension de tenue à la foudre des chaînes d'isolateurs est de 1425 kV), au taux d'amorçage de la ligne, dans le cas où l'isolement d'un des deux circuits a été réduit (la tension de tenue à la foudre d'un des circuits est de 1353 kV). On a simulé une baisse de 5 % de la tension de tenue des chaînes d'isolateurs d'un circuit pour représenter l'effet de la dispersion de la tenue des chaînes d'isolateurs.

Les résultats de la comparaison du taux d'amorçage total de la ligne, dans chacune de ces deux configurations, présentés à la Figure 11 montrent que les différences sont peu significatives.

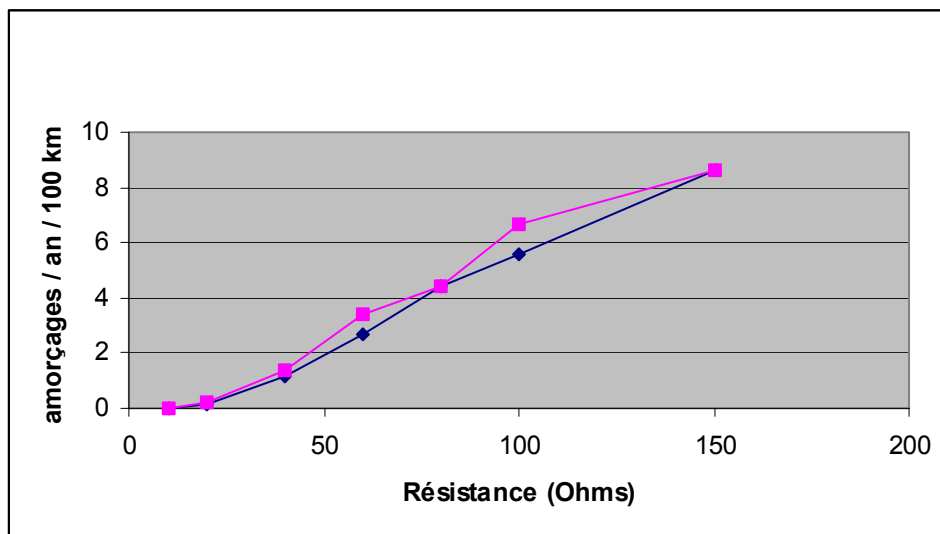


Figure 11 : Comparaison du taux d'amorçage total d'une ligne dont les deux ternes sont isolés de la même façon (1425 kV) (-◆-) et d'une ligne dont un terna est isolé avec une tension de tenue de 1425 kV et l'autre avec une tension de tenue de 1353 kV (-■-).

Nous avons également comparé le taux d'amorçage double-circuit de la ligne quand les deux ternes sont isolés de façon identique (tension de tenue de 1425 kV des chaînes d'isolateurs) au taux d'amorçage double circuit quand un des deux ternes est isolé avec une tension de tenue de 1425 kV et l'autre terna avec une tension de tenue de 1353 kV. Les résultats présentés à la Figure 12 ne montrent, là non plus, pas de différences significatives.

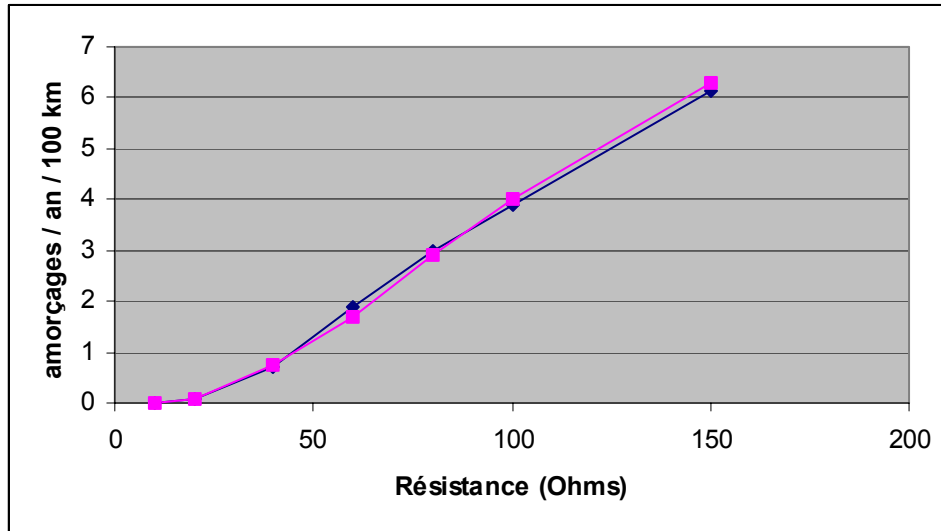


Figure 12 : Comparaison du taux d'amorçage double circuit d'une ligne dont les deux ternes sont isolés de la même façon (1425 kV) (-◆-) et d'une ligne dont un terna est isolé avec une tension de tenue de 1425 kV et l'autre avec une tension de tenue de 1353 kV (-■-).

Nous concluons des différentes considérations précédentes que, dans notre configuration d'étude, il est raisonnable de modéliser la tension de tenue des chaînes d'isolateurs comme une grandeur non pas aléatoire mais déterministe. Les variables aléatoires que nous allons prendre en compte seront donc la trajectoire des coups de foudre depuis le nuage (définie par l'abscisse et l'ordonnée du point d'intersection de la trajectoire du traceur descendant vertical et du sol horizontal) et la valeur crête du courant de foudre.

Toutefois la question de la prise en compte de tension de tenue des chaînes d'isolateurs comme une variable aléatoire n'est pas traitée ici dans toute sa généralité et il serait nécessaire de l'examiner dans les détails, pour des configurations de lignes à deux circuits où de nombreux coups de foudre sont susceptibles de tomber sur les pylônes ou pour des configurations de lignes à deux circuits munies d'un seul câble de garde symétrique par rapport aux deux circuits (dans ce cas la simulation de coups de foudre tombant sur le câble de garde détectent toujours l'amorçage simultanément des deux circuits, à cause de la symétrie, si on ne prend pas en compte le comportement probabiliste des intervalles d'air).

4.4 Etude de l'emploi de parafoudres sans intervalle d'air

Dans ce paragraphe nous étudions l'effet de parafoudres sans intervalles d'air sur le taux d'amorçage de la ligne.

Nous calculerons pour différentes configurations d'installation de parafoudres, le risque d'amorçage à cause de la foudre des chaînes d'isolateurs de la ligne.

4.4.1 Considérations sur les parafoudres employés

Le parafoudre considéré pour effectuer les simulations est un parafoudre du constructeur ABB de type PEXLINK dont la tension assignée est de 330 kV et la tension résiduelle de 900 kV à 40 kA.

De façon simplifiée la tension assignée traduit la valeur des surtensions temporaires qui ne doivent pas être dépassées aux bornes d'un parafoudre, pour ne pas le détruire. La tension résiduelle traduit la capacité du parafoudre à limiter les surtensions entre ses bornes.

Nous éviterons la présence de parafoudres sur les phases centrales pour la raison suivante. Les parafoudres sans intervalle d'air défaillants conduisent le courant ; ils créent donc un court-circuit permanent qui rend au moins un circuit de la ligne inutilisable tant qu'ils n'ont pas été enlevés. Pour éviter cela il est possible d'employer un système de déconnexion : il s'agit d'un dispositif pyrotechnique qui coupe la liaison du parafoudre (cf §2.3). En général, on déconnecte la liaison du parafoudre à la masse du pylône. L'inconvénient de cette solution est qu'en cas de fonctionnement du système de déconnexion, le conducteur de connexion du parafoudre au pylône n'est plus fixé mécaniquement et peut, à cause du vent, toucher la masse du pylône ou un conducteur actif se trouvant dans son voisinage, conduisant ainsi à l'existence de défauts.

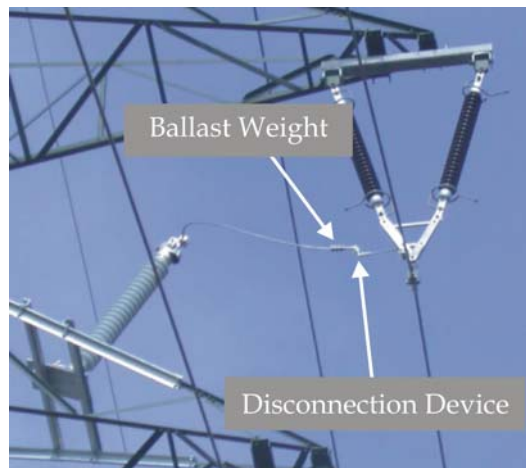


Figure 13 : Exemple de système de déconnexion. La figure est extraite de [81].

4.4.2 Configuration 1 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1

Dans ce paragraphe nous supposons que des parafoudres sont installés uniquement sur les phases extérieures du circuit 1 (il s'agit de la configuration 1 de parafoudres présentée à la Figure 14 suivante). La ligne, comme dans les différentes configurations considérées dans la suite du document, est uniforme. Nous supposons que les pylônes sont tous identiques, ont la même prise de terre et sont tous équipés de la même façon en parafoudres. Les portées sont également identiques.

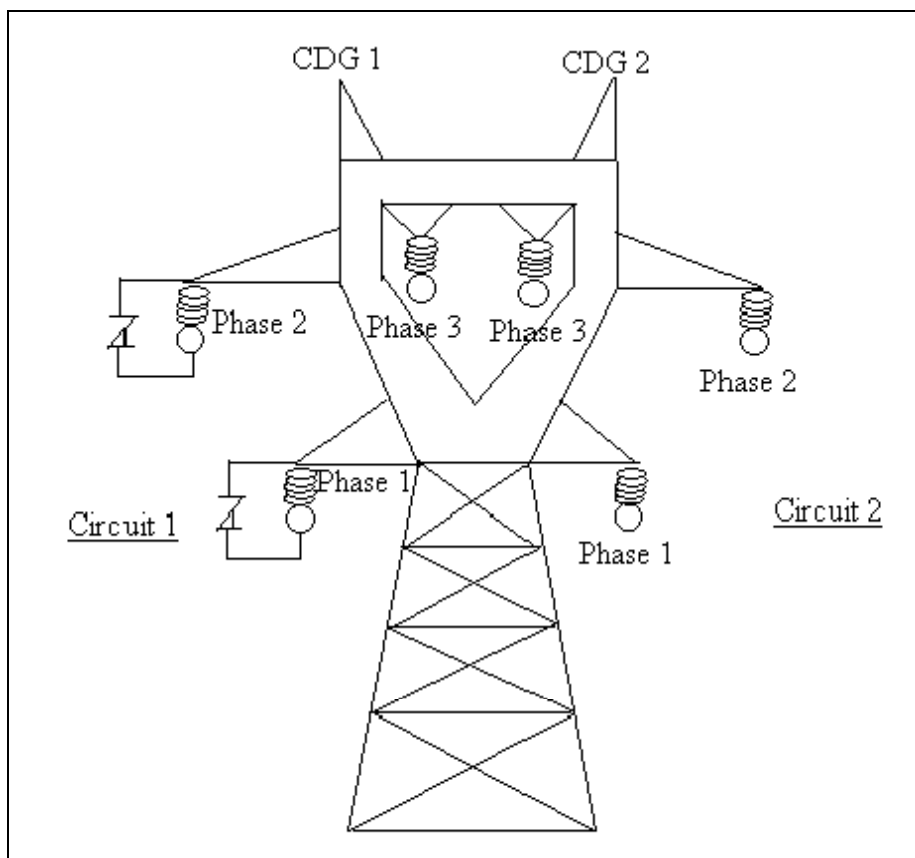


Figure 14 : Configuration 1 ; des parafoudres sont installés sur les deux phases extérieures du circuit 1.

Nous comparons tout d'abord le taux d'amorçage du circuit 2 en fonction de la résistance de la prise de terre des pylônes, quand la ligne est dans cette configuration, au taux d'amorçage du circuit 2 quand la ligne n'est pas munie de parafoudres.

Les résultats de cette comparaison sont présentés à la Figure 15.

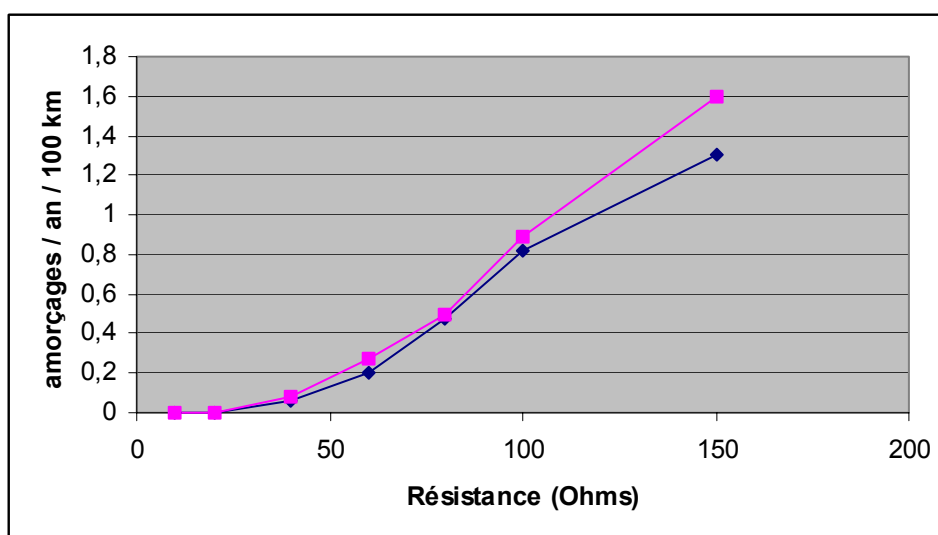


Figure 15 : Taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 quand la ligne est sans parafoudre (-◆-), quand la ligne est munie de parafoudres (-■-).

On constate qu'à partir de 50 Ohms, les 2 parafoudres installés sur le circuit 1 réduisent peu le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2. On ne peut donc pas protéger des amorçages

polyphasés les deux circuits d'un pylône dont la prise de terre est mauvaise en installant des parafoudres sur les deux phases externes d'un seul circuit.

On examine ensuite l'évolution du taux d'amorçage total de chacun des circuits de la ligne en fonction de la résistance des prises de terre (voir Figure 16). On constate une forte diminution du taux d'amorçage pour le circuit équipé de parafoudres. En revanche le taux d'amorçage total du terre qui n'est pas équipé de parafoudres est peu réduit par rapport au cas où la ligne n'est pas équipée de parafoudres.

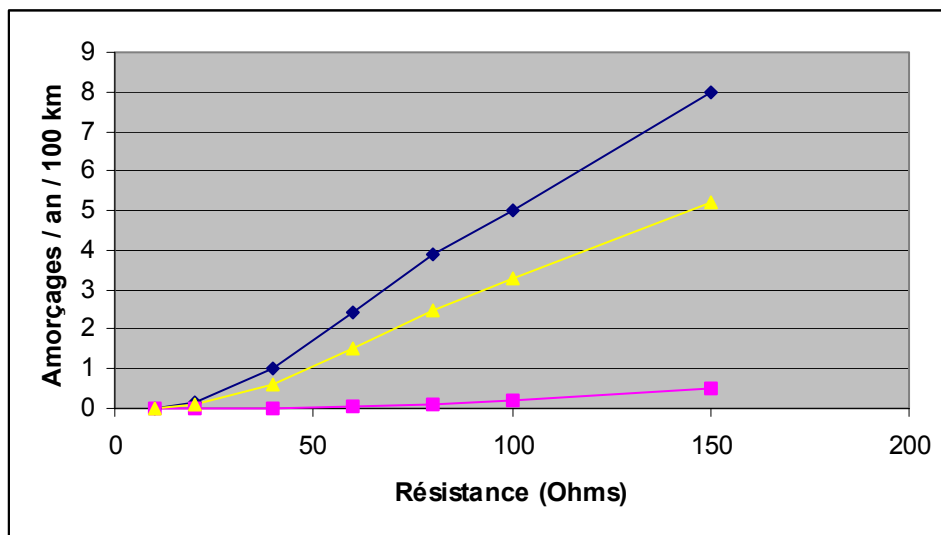


Figure 16 : Taux d'amorçage total du circuit 1 avec parafoudres(-■-), taux d'amorçage total du circuit 2 sans parafoudre (-▲-) de la ligne avec parafoudres, taux d'amorçage d'un circuit de la ligne sans parafoudre (-◆-).

En conclusion, nous constatons que l'installation de 2 parafoudres sur un circuit a peu d'effet sur le taux d'amorçage du deuxième circuit de la ligne. Pour cette raison, nous allons étudier dans le paragraphe suivant l'effet sur le taux d'amorçage de l'utilisation d'un parafoudre supplémentaire qu'on installe sur le circuit qui n'en était pas équipé.

4.4.3 Configuration 2 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1 et sur une phase du circuit 2

Dans ce paragraphe, nous supposons que des parafoudres sont installés sur les phases extérieures du circuit 1 et sur la phase 2 du circuit 2 (voir Figure 17). Il s'agit de la configuration 2 de parafoudres.

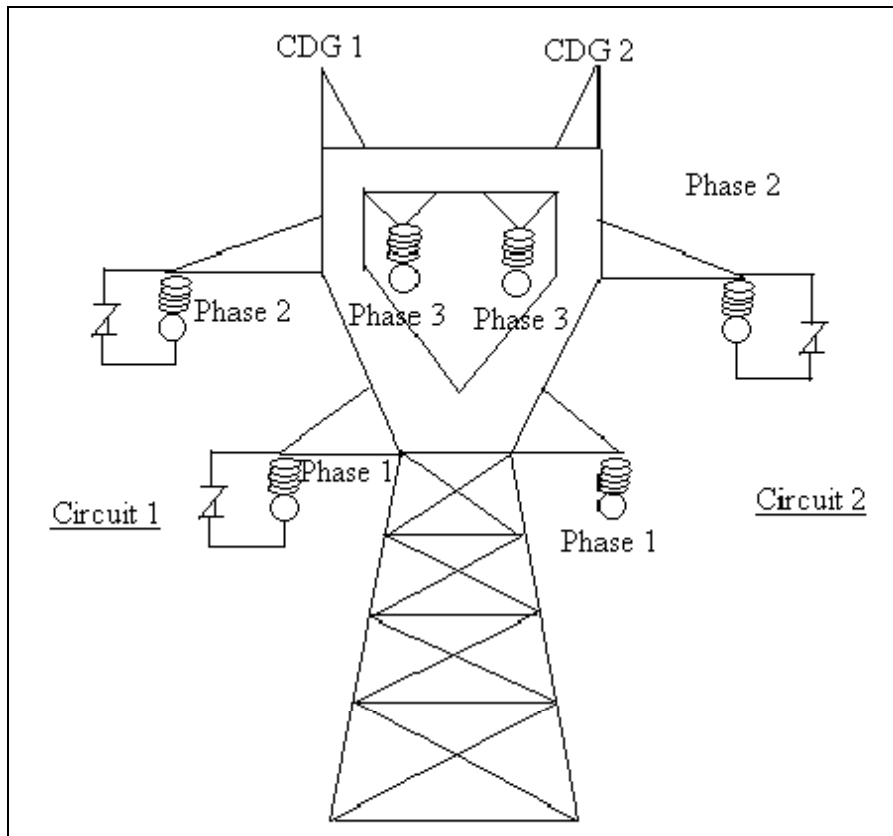


Figure 17 : Configuration 2 ; des parafoudres sont installés sur les deux phases extérieures du circuit 1 et sur la phase 2 du circuit 1.

On constate sur la Figure 18 que le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 est fortement réduit par la présence du parafoudre supplémentaire.

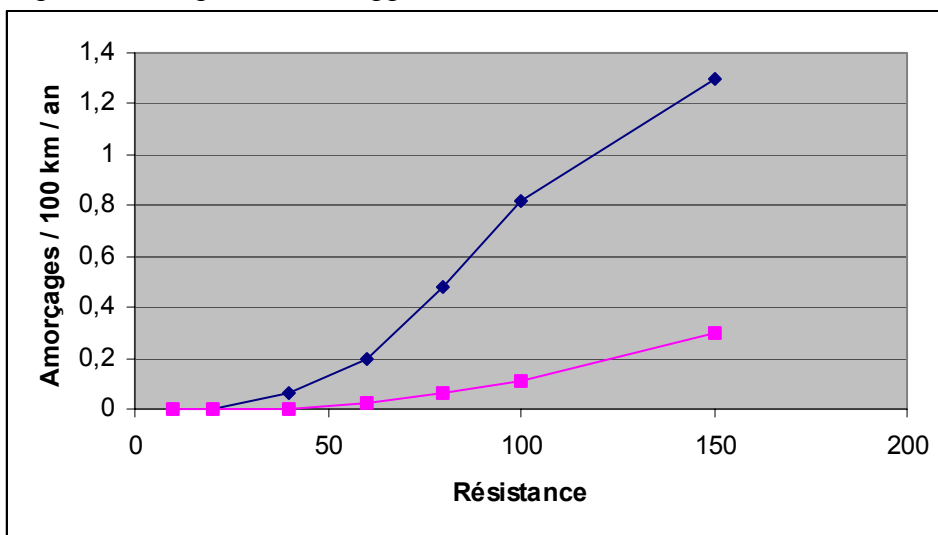


Figure 18 : Taux d'amorçage multi-circuits (-◆-), taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 (on considère les amorçages simultanés sur au moins deux phases) (-■-).

Le taux d'amorçage multi-circuits (on considère l'amorçage simultané d'au moins une phase sur chacun des circuits) est aussi fortement réduit comme on peut le constater en comparant les courbes de la Figure 12 à celle donnant le taux d'amorçage multi-circuits dans la Figure 18.

Cet aspect, du point de vue de l'entreprise de transport d'électricité, est toutefois moins fondamental que la réduction du taux d'amorçage polyphasé des circuits, si la ligne est munie d'équipements permettant d'effectuer des enclenchements monophasés car, comme il a été dit précédemment, les courts-circuits dus aux amorçages monophasés sont moins contraignants pour la qualité de service que les courts-circuits dus aux amorçages polyphasés.

4.5 Etude des parafoudres avec éclateur

Dans ce paragraphe nous étudions si l'installation sur la ligne aérienne considérée de parafoudres avec éclateur conduit à des performances à la foudre différentes de celles qu'elle aurait si on l'avait équipée de parafoudres sans éclateur.

4.5.1 Commentaires sur les parafoudres employés

L'intérêt de l'usage des parafoudres de ligne munis d'un éclateur a été rappelé en §2.3. Nous n'entrerons pas ici dans des considérations sur les spécifications de la partie active du parafoudre à éclateur et de son intervalle d'air qui représentent un travail complexe car il faut « coordonner » le parafoudre avec la chaîne d'isolateurs, nous examinons ici si l'utilisation de parafoudres avec éclateurs peut conduire pour la ligne électrique à des performances à la foudre différentes de celles qu'aurait la ligne si elle était équipée de parafoudres sans éclateurs.

Nous avons considéré ici un parafoudre avec éclateur dont la partie active a une tension assignée de 250 kV et dont la longueur de l'intervalle d'air est de 1.8 m.

La tension de tenue à la foudre de l'intervalle d'air peut être estimée de la façon suivante en première approximation (car la tenue d'un éclateur de parafoudre est supérieure à celle d'un éclateur de ligne).

Si on retient pour déterminer la tension de tenue U_{50} d'un intervalle d'air « pointe-plan », l'expression suivante [82] :

$$U_{50} = 530 d$$

Et si on adopte un écart type conventionnel σ de 1.5 % (écart type de la distribution des amorçages), la tension de tenue U_0 de l'intervalle considéré pointe plan a pour valeur :

$$U_0 = U_{50}(1 - 2.5 \sigma) \sim 0.96 U_{50}$$

La tension de tenue d'un éclateur (intervalle pointe-pointe) est calculée en considérant un facteur d'intervalle k permettant de déduire de la tension de tenue de l'intervalle pointe-plan, la tension de tenue de l'intervalle pointe-pointe $U_{0\text{-éclateur}}$:

$$U_{0\text{-éclateur}} = 0.96 k U_{50}$$

Si on choisit $k = 1.2$ [83] et $d = 1.8$, on obtient une tension de tenue à la foudre de valeur :

$$U_{0\text{-éclateur}} = 1\ 100 \text{ kV.}$$

Ce résultat est évidemment approximatif. Il a été obtenu à partir de formules générales issues d'essais en laboratoire sur des intervalles d'air correspondant à des chaînes d'isolateurs. Pour connaître de façon précise la tension de tenue à la foudre de l'éclateur, il n'y a pas d'autre

solution que d'effectuer des mesures en laboratoire du parafoudre installé sur une tête de pylône.

La caractéristique de la partie active du parafoudre est donnée dans le Tableau 2. Il s'agit du parafoudre SEDIVER SLA.3.E, de tension assignée 252 kV :

<i>Courant (kA)</i>	<i>Tension (kV)</i>
0	0
0.96	110
2	230
5	578
10	630
40	760
60	800
80	834

Tableau 2 : Caractéristique du parafoudre SEDIVER SLA.3.E.

4.5.2 Configuration 1 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1

Des parafoudres sont installés sur les deux phases extérieures du circuit 1 de la ligne (cf Figure 14).

Nous avons calculé le taux d'amorçage de la ligne en fonction de la résistance des prises de terre des pylônes. La courbe de la Figure 19 suivante donne le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 qui n'est pas équipé de parafoudres, en fonction de la résistance des prises de terre des pylônes. On peut constater en comparant cette courbe à celle qui est présentée à la Figure 15 et qui correspond à une ligne équipée de parafoudres sans éclateur que l'usage de parafoudres avec ou sans éclateur n'a pas d'influence sur le taux d'amorçage calculé, dans la configuration 1 de parafoudres. Ce résultat est tout à fait cohérent avec celui qui a été présenté au paragraphe 4.4.2 qui montrait que le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 était peu influencé par la présence de parafoudres sans intervalle d'air sur le circuit 1 (configuration 1 de parafoudres).

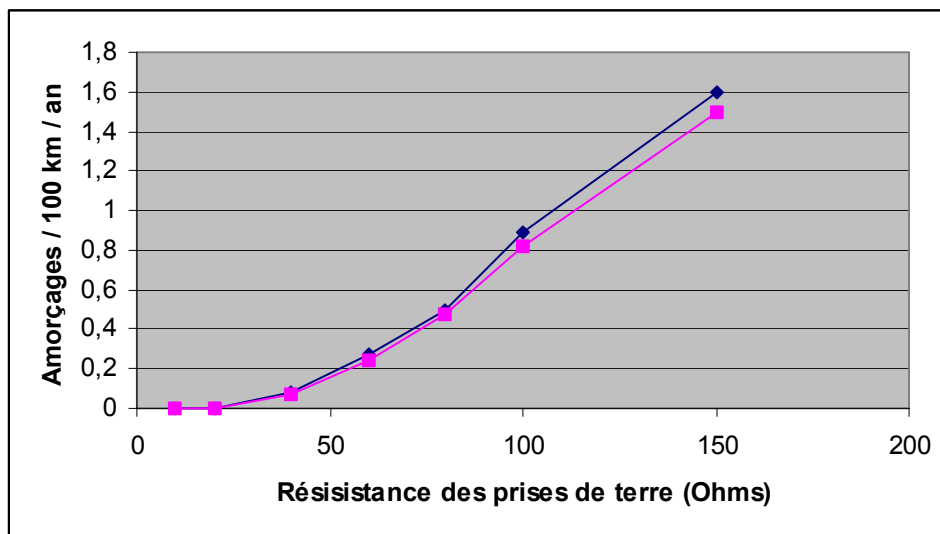


Figure 19 : Taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 – 2 parafoudres sans éclateurs (-◆-), 2 parafoudres avec éclateurs (-■-).

4.5.3 Configuration 2 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1 et sur une phase du circuit 2

Dans la configuration 2 on installe des parafoudres sur les deux phases extérieures du circuit 1 et sur la phase 2 du circuit 2 (voir Figure 17).

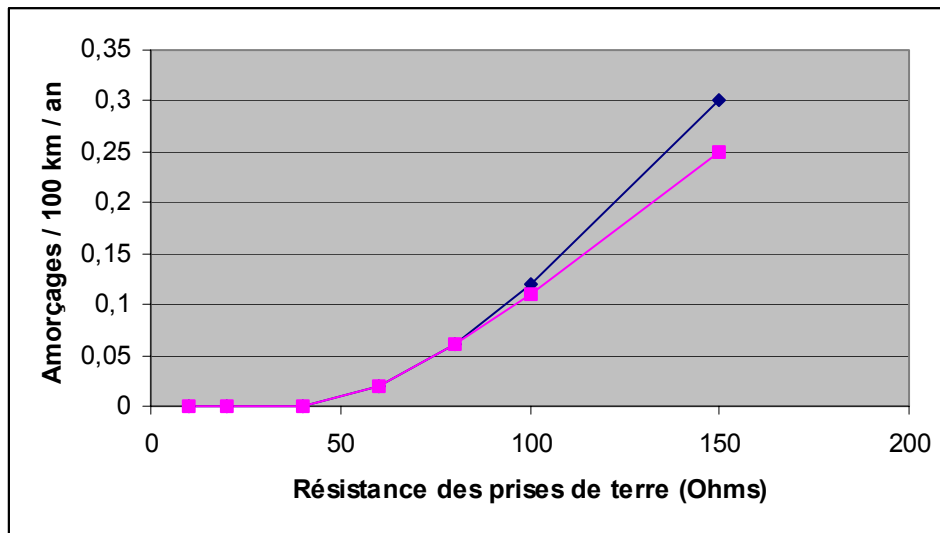


Figure 20 : Taux d'amorçage polyphasé du circuit 2, quand des parafoudres sont installés sur les phases extérieures du circuit 1 et sur la phase 2 du circuit 2. Parafoudres sans éclateurs (-◆-), parafoudres avec éclateurs (-■-)

On constate que, là-aussi, le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2, si on équipe la ligne avec des parafoudres munis d'un éclateur, est très peu différent de celui qu'on aurait si on avait équipé la ligne avec des parafoudres sans éclateur.

4.6 Etude de l'influence de la tension assignée des parafoudres sur le taux d'amorçage

4.6.1 Introduction

Dans ce paragraphe nous considérerons uniquement des parafoudres sans éclateur. La façon de spécifier les parafoudres avec éclateur est différente de celle qu'on emploie pour les parafoudres sans éclateur. Ce qui va être énoncé dans ce paragraphe ne s'applique donc pas directement aux parafoudres avec éclateurs.

Indiquons tout d'abord que la tension de protection d'un parafoudre est une fonction croissante de la tension assignée du parafoudre. De façon simplifiée la tension de protection reflète la tension existant aux bornes du parafoudre quand une onde de foudre lui est appliquée.

Quand on choisit la tension spécifiée d'un parafoudre on est conduit à prendre en compte des contraintes contradictoires :

- L'encombrement dans le pylône ; la tension assignée est liée directement à la longueur de la partie active du parafoudre ; il y a des distances à respecter entre le parafoudre et

la masse du pylône ou les parties sous tension, en particulier en cas de balancement dû au vent ;

- Le coût du parafoudre ;
- sa sollicitation énergétique en cas de surtension à front lent (ce sont les surtensions qui ont lieu généralement en cas de manœuvres sur le réseau) ou en cas de coup de foudre;
- d'une façon générale le nombre d'épisodes de surtension appliqués aux parafoudres et leurs caractéristiques.

Les deux premiers arguments militent plutôt pour l'utilisation d'un parafoudre à faible tension assignée et les deux derniers pour l'usage de parafoudres à forte tension assignée pour limiter les sollicitations appliquées aux parafoudres.

On examine dans ce paragraphe si une augmentation de l'ordre de 10 % de la tension assignée des parafoudres est pénalisante ou non en terme d'augmentation du taux d'amorçage. Pour cela nous comparons le taux d'amorçage obtenu en considérant que la ligne est équipée avec des parafoudres de type ABB PEXLIM P 360 kV à la place des parafoudres de type ABB PEXLIM P 330 kV considérés au début de l'étude.

4.6.2 Configuration 1 : des parafoudres sont installés sur deux phases du circuit 1

On suppose ici que des parafoudres sont installés sur les phases extérieures du circuit 1 de la ligne. La Figure 21 ci-après, qui donne le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 en fonction de la résistance des prises de terre, pour les deux types de parafoudres, montre que ce taux d'amorçage n'est pas très sensible à une augmentation d'environ 10 % de la tension assignée des parafoudres. On constate une augmentation du taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 qui est certainement dû au fait qu'en augmentant la tension assignée, on augmente le risque d'avoir un amorçage monophasé qui protège mieux le deuxième circuit des amorçages polyphasés que les parafoudres.

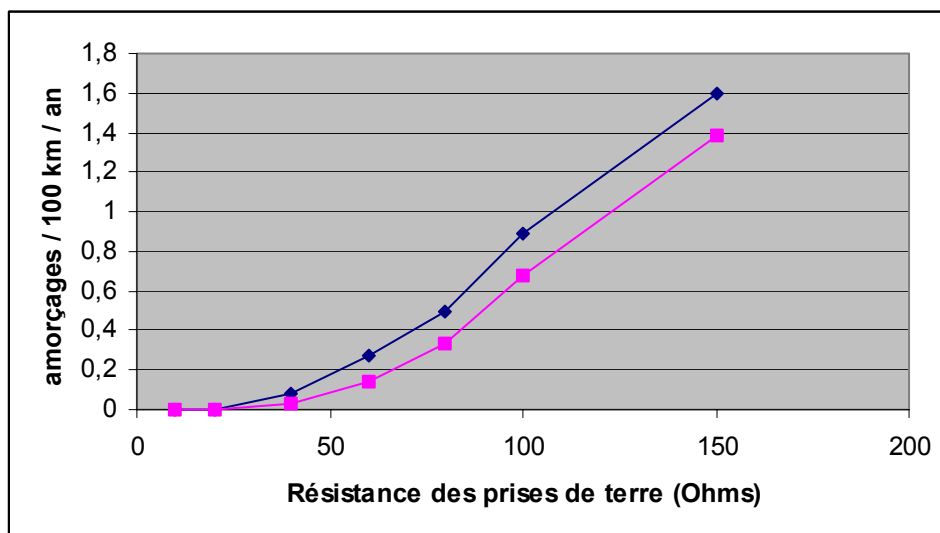


Figure 21 : Taux d'amorçage polyphasé du circuit 2, quand des parafoudres de tension assignée de valeur 330 kV (-◆-) et 360 kV (-■-) sont employés. Configuration où les 2 parafoudres sont installés sur les phases extérieures du circuit 1.

4.6.3 Configuration 2 : des parafoudres sont installés sur 2 phases du circuit 1 et une phase du circuit 2

On suppose ici que des parafoudres sont installés sur les phases extérieures du circuit 1 et sur la phase 2 du circuit 2 (voir Figure 17). La Figure 22 compare le taux d'amorçage polyphasé du circuit 2 quand on emploie des parafoudres de tension assignée 330 kV à celui qu'on obtient avec des parafoudres de tension assignée 360 kV. On constate, là-aussi, une influence faible de la tension assignée sur le taux d'amorçage.

A reprendre.

Figure 22 : taux d'amorçage polyphasé du circuit 2, quand des parafoudres de tension assignée de valeur 330 kV (-◆-) et 360 kV (-■-) sont employés. Configuration où 2 parafoudres sont installés sur les phases extérieures du circuit 1 et un parafoudre sur la phase 2 du circuit 2.

4.7 Etude de la tenue énergétique des parafoudres

4.7.1 Introduction

Nous étudions dans ce paragraphe les contraintes énergétiques susceptibles d'être appliquées aux parafoudres lorsqu'ils sont installés sur la ligne considérée du réseau de RTE.

Les deux causes principales de contrainte énergétiques ont été considérées. Il s'agit :

- des surtensions à front lent ; elles sont dues dans la grande majorité des cas, rappelons le, aux manœuvres sur le réseau. Nous avons examiné ici le cas considéré comme généralement le plus sévère qui est l'enclenchement de l'ensemble des phases de la ligne à vide, en présence de charges piégées ;
- des surtensions à front rapide (elles sont dues à la foudre).

Nous avons employé le logiciel EMTP-RV pour déterminer le niveau des contraintes appliquées aux parafoudres, dans le cas de configurations assez contraignantes.

4.7.2 Contraintes énergétiques dues aux surtension à front lent

Nous avons calculé l'énergie absorbée par les parafoudres de ligne de tension assignée 360 kV quand il y a réenclenchement de la ligne considérée. Les calculs ont été réalisés pour différentes valeurs du courant de court-circuit des postes situés aux extrémités de la ligne et pour différentes configurations de parafoudres installés aux pylônes.

L'inductance directe et L_l et l'inductance homopolaire L_o de la source de Thévenin représentant, du point de vue des simulations numériques, le poste situé à l'extrémité de la ligne ont été déduits des courants de court-circuit au poste de la façon suivante [71] :

(équ 1)
$$L_l = \frac{U}{2\pi\sqrt{3}f \times I_{mono}}$$

et

(équ 2)
$$L_0 = \left(\frac{3I_{3ph}}{I_{mono}} - 2 \right) \times L_1$$

Où :

- f , fréquence industrielle ;
- I_{3ph} , courant de court-circuit triphasé ;
- I_{mono} , courant de court-circuit monophasé.

1^{ère} configuration

La ligne qui est longue de 90 km est équipée à ses deux extrémités de parafoudres installés sur chacune des phases de ses deux circuits. De plus, une série de 3 pylônes successifs sont équipés de parafoudres de ligne sur les 2 phases extérieures du circuit 1, à 20 km, 40 et 60 km du début de la ligne. Il y a donc 9 parafoudres de ligne par phase équipée de parafoudres de ligne. Les pylônes sont munis de prises de terre de 20 Ω .

Nous avons considéré comme hypothèse que les courants de court-circuit monophasé et triphasé au poste d'extrémité ont respectivement pour valeur 30 kA et 40 kA.

Nous étudions le réenclenchement simultané des 2 circuits en présence de charges piégées (les phases ont pour tension 1p.u ou -1 p.u. au moment de l'enclenchement), en faisant varier l'instant d'enclenchement des phases. Différents résultats de simulation sont présentés dans le Tableau 3. On constate que ce sont surtout les parafoudres d'extrémité (c'est-à-dire les parafoudres situés à l'extrémité de la ligne, avant le disjoncteur) qui subissent des contraintes. Les contraintes énergétiques appliquées aux parafoudres de ligne sont inférieures à 60 kJ.

<i>Instant de fermeture</i>	<i>de</i>	<i>Energie max des parafoudres d'entrée</i>	<i>Energie max des parafoudres d'extrémité de la ligne</i>	<i>Sollicitation max des parafoudres de ligne.</i>
10 ms		12 kJ	222 kJ	56 kJ
5 ms		25 kJ	250 kJ	50 kJ
7 ms		30 kJ	255 kJ	56 kJ
8 ms		20 kJ	231 kJ	54 kJ
3 ms		45 kJ	35	35 kJ
15 ms		<1 kJ	5 kJ	2.8 kJ
12 ms		1.8 kJ	100 kJ	30 kJ
17 ms		< 1 kJ	2 kJ	< 1 kJ

Tableau 3 : Energie dissipée dans les parafoudres en fonction de l'instant de fermeture du disjoncteur, lors du réenclenchement de la ligne en présence de charges piégées.

2^{ème} configuration

Dans cette configuration, nous avons considéré, en supplément par rapport à la configuration 1, des parafoudres installés sur le dernier pylône. Nous souhaitons examiner la sollicitation en énergie de ces parafoudres situés à une localisation très défavorable.

Pour cela, nous étudions la contrainte en énergie appliquée aux parafoudres de ligne situés sur le dernier pylône de la ligne, en fonction de la résistance de la prise de celui-ci, les autres pylônes ont une prise de terre de résistance égale à 20 Ω .

Nous avons choisi de fermer les disjoncteurs au bout de 10 ms. Cela correspond d'après Tableau 3 qui précède à un cas très contraignant.

<i>Résistance de la prise de terre du pylône (Ω)</i>	<i>Energie max dissipée dans les parafoudres du dernier pylône (kJ)</i>
20	59
10	60
50	59

Tableau 4 : Energie dissipée dans les parafoudres du dernier pylône, en fonction de la résistance de la prise de terre de ce pylône.

Configuration 3

Nous considérons une configuration identique à la configuration 2, excepté pour les courants de court-circuits I_{mono} et I_{3ph} qui prennent tous deux la valeur de 63 kA.

Le Tableau 5 ci-après montre que les contraintes énergétiques ne dépassent pas 70 kJ, pour le parafoudre de ligne le plus contraint.

<i>Résistance de la prise de terre des pylônes (Ω)</i>	<i>Energie max dissipée dans les parafoudres du dernier pylône (kJ)</i>	<i>Energie max dissipée dans les parafoudres d'entrée (kJ)</i>	<i>Parafoudres du poste d'extrémité (sortie) (kJ)</i>	<i>Parafoudres De ligne autres que derniers</i>
50	66	7	240	43 kJ

Tableau 5 : Energie dissipée dans les différents parafoudres, quand les courants de court-circuit monophasé et triphasé ont une valeur de 63 kA.

Configuration 4

On considère une configuration identique à la configuration 2, excepté pour les courants de court-circuits I_{mono} et I_{3ph} qui prennent tous deux la valeur de 20 kA

Comme on peut le voir dans le Tableau 6, les contraintes appliquées aux parafoudres de ligne sont, là aussi, très faibles.

<i>Résistance de la prise de terre des pylônes (Ω)</i>	<i>Energie max dissipée dans les parafoudres du dernier pylône (kJ)</i>	<i>Parafoudres d'entrée de la ligne (kJ)</i>	<i>Parafoudres de sortie de la ligne (kJ)</i>	<i>Parafoudres De ligne autres que derniers</i>
50	58	21	200	57

Tableau 6 : Energie dissipée dans les différents parafoudres, quand les courants de court-circuit monophasé et triphasé ont une valeur de 20 kA.

4.7.3 Contraintes énergétiques dues à la foudre

Nous examinons dans ce paragraphe, en utilisant le logiciel de simulation EMTP-RV, quelles sont les contraintes énergétiques appliquées aux parafoudres de ligne, quand un coup de foudre tombe sur la ligne. Nous considérons successivement le cas d'un coup de foudre tombant sur un pylône et le cas d'un défaut d'écran (coup de foudre frappant un conducteur de phase).

4.7.3.1 Coup de foudre frappant le pylône

Nous étudions la contrainte énergétique appliquée aux parafoudres quand un coup de foudre de courant élevé frappe un pylône où sont installés des parafoudres. Sauf s'il est précisé autrement dans le texte, nous supposons, toujours avec l'esprit d'être très contraignant, que la résistance des prises de terre du pylône où frappe le coup de foudre est de 50 Ω (une prise de terre de pylône élevée augmente la proportion du courant de foudre circulant dans les parafoudres) et que les autres pylônes ont une prise de terre de résistance 150 Ω . Enfin, nous choisissons la tension industrielle sur un conducteur de phase où est installé un parafoudre à sa valeur crête en opposition de phase par rapport à la tension apparaissant sur le pylône, lors du coup de foudre. Nous calculons l'énergie dissipée dans le parafoudre le plus contraint, en fonction de la valeur crête du courant de foudre.

1^{ère} configuration - 1 parafoudre est installé sur le pylône

Un seul parafoudre est installé par pylône. Le Tableau 7 suivant montre que les contraintes sont inférieures à 140 kJ.

<i>Valeur crête du courant de foudre (kA)</i>	<i>Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint (kJ)</i>
20	3.5
50	32.
100	74
150	100.
170	113
200	133

Tableau 7 : Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint, dans une configuration où un parafoudre est installé par pylône, pour un coup de foudre tombant sur un pylône.

2^{ème} configuration - 2 parafoudres sont installés sur un circuit

<i>Valeur crête du courant de foudre (kA)</i>	<i>Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint (kJ)</i>
20	3.5
50	32
100	69
150	120
170	134
200	160

Tableau 8 : Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint quand un coup de foudre frappe le pylône, dans une configuration avec 2 parafoudres installés sur un seul circuit.

Nous constatons que l'énergie appliquée au parafoudre le plus contraint est inférieure à **160 kJ**.

3^{ème} configuration – 3 parafoudres sont installés sur le pylône

Nous considérons qu'il y a deux parafoudres installés sur un circuit et un parafoudre installé sur l'autre circuit.

<i>Valeur crête du courant de foudre (kA)</i>	<i>Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint (kJ)</i>
20	3.15
50	27.6
100	85
150	137
170	162
200	166

Tableau 9 : Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint quand un coup de foudre frappe le pylône, dans une configuration où 1 parafoudre est installé sur un seul circuit et deux parafoudres sur l'autre circuit.

4^{ème} configuration : 4 parafoudres sont installés sur les pylônes

Il y a deux parafoudres installés sur chacun des circuits.

<i>Valeur crête du courant de foudre (kA)</i>	<i>Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint (kJ)</i>
20	3.15
50	27.5
100	84
150	148
170	174
200	180

Tableau 10 : Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint quand un coup de foudre frappe le pylône, dans une configuration où 2 parafoudres sont installés sur chacun des circuits.

5^{ème} configuration : 5 parafoudres sont installés sur les pylônes

<i>Valeur crête du courant de foudre (kA)</i>	<i>Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint (kJ)</i>
20	3.1
50	27.4
100	84
150	144
170	170
200	210

Tableau 11 : Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint quand un coup de foudre frappe le pylône, dans une configuration où 3 parafoudres sont installés sur un circuit et deux parafoudres sur l'autre.

6^{ème} configuration : 5 parafoudres sont installés sur les pylônes

On refait les mêmes calculs que précédemment, mais en supposant, cette fois, que la résistance de la prise de terre du pylône où frappe la foudre est de 150 Ω .

<i>Valeur crête du courant de foudre (kA)</i>	<i>Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint (kJ)</i>
20	8.5
50	45
100	120
150	192
170	226
200	255

Tableau 12 : Energie dissipée dans le parafoudre le plus contraint quand un coup de foudre frappe le pylône, dans une configuration où 3 parafoudres sont installés sur un circuit et deux parafoudres sur l'autre. Le pylône où frappe la foudre a une résistance de 150 Ω .

4.7.3.2 Coup de foudre frappant un conducteur de phase

L'application du modèle électrogéométrique a montré que la valeur crête du courant des coups de foudre frappant directement les conducteurs de phase ne dépasse pas 14 kA.

Pour se placer dans un cas conservatif, nous étudions le cas d'un coup de foudre d'intensité crête 20 kA (temps à mi-queue de 80 μ s), frappant un conducteur de phase au moment où la tension industrielle atteint sa valeur crête, de même polarité que la surtension due au coup de foudre se propageant sur le conducteur de phase. La prise de terre des pylônes a une résistance de 10 Ω . 5 parafoudres sont installés par pylône.

Une énergie de 310 kJ est dissipée dans le parafoudre le plus contraint par le courant de foudre.

4.7.4 Conclusion

Les calculs réalisés ont montré que les contraintes énergétiques, dues aux surtensions à front lent qui sont appliquées aux parafoudres de ligne, sont peu sévères. L'essentiel de l'énergie est dissipé dans le parafoudre de poste qui est installé à l'extrémité de la ligne.

Les contraintes dues aux surtensions à front rapide (foudre) sont un peu plus fortes. Nos calculs ont montré que le cas le plus contraignant correspond à un défaut d'écran. Un défaut d'écran dont le courant a une valeur crête de 20 kA conduit à une contrainte énergétique de 310 kJ appliquée au parafoudre le plus contraint de la ligne.

5 Conclusion générale

Ce chapitre a été consacré à la présentation de deux études de l'amélioration du comportement à la foudre des ouvrages de transport d'électricité. En appliquant la méthode que nous avons mise au point pour calculer le taux d'amorçage à la foudre des lignes

aériennes, nous avons pu évaluer de façon quantitative le bénéfice apporté par différentes solutions techniques permettant de réduire le taux d'amorçage à la foudre. Nous nous sommes plus particulièrement intéressés à l'emploi des parafoudres en ligne, technique pour laquelle l'expérience au niveau mondial est beaucoup plus limitée que celle concernant d'autres techniques telles que la réduction de la résistance des prises de terre ou l'installation de câbles de garde. Comme il a été montré ici, il est essentiel de choisir les pylônes et les phases où sont installés les parafoudres en s'appuyant sur le calcul du taux d'amorçage de la ligne. Notons aussi que suivant le mode de gestion du réenclenchement de la ligne en cas de défaut, on est conduit à considérer différents types de taux d'amorçage : taux d'amorçage total par circuit, polyphasé par circuit, quelconque sur l'ensemble des circuits, etc.

Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressés également aux contraintes énergétiques appliquées aux parafoudres en ligne qui ne sont pas munis d'intervalle d'air. Pour la ligne 400 kV à deux terres munie de 2 câbles de garde que nous avons étudié, nous avons montré que les contraintes énergétiques dues aux surtensions à front lent (manœuvres) et à front rapide (foudre) ne sont pas très importantes et devraient permettre l'usage de parafoudres de classe 1 ou 2. Cela est dû, en ce qui concerne la foudre, à la présence de câbles de garde. Ce résultat devrait pouvoir se généraliser à d'autres niveaux de tension.

Conclusions générales et perspectives

Ce chapitre présente nos conclusions générales quant aux différents travaux que nous avons mené dans le cadre de cette thèse et que nous avons exposé dans ce document.

Les données sur la foudre

Le premier chapitre de ce mémoire, après des généralités sur le phénomène de foudre, a été consacré à l'étude des données permettant de décrire le courant à la base du canal des coups de foudre. Ces données s'appuient principalement sur un nombre limité de mesures de coups de foudre naturels ayant frappé des tours. Les entreprises d'électricité emploient pour réaliser leurs études des lois probabilistes décrivant les paramètres des coups de foudre qui ont été déterminées à partir de mesures réalisées principalement dans les années 70 et qui sont présentées dans [28]. Nous avons montré que les résultats issus d'une campagne de mesures plus récente et assez complète montrent une assez bonne cohérence avec ces lois probabilistes. Toutefois, nous avons pu constater que ces nouvelles mesures ne permettent pas de corriger différentes lacunes de [28] dont, pour nous, la plus critique est la suivante .

Les coups de foudre les plus importants pour la réalisation des études de foudre sont ceux dont le courant présente une forte valeur crête. Or, nous disposons d'un nombre très restreint de mesures de ce type. Nous suspectons qu'ils sont moins nombreux que ne le laisseraient entendre les lois probabilistes données par [28] (voir les arguments présentés en annexe 1 du chapitre 1), mais, à cause justement du manque de mesures, nous ne pouvons pas présenter d'argument définitif à ce sujet.

Ces différentes lacunes concernant les données employées pour réaliser les études ont essentiellement pour origine la rareté de l'événement foudre et le coût des campagnes de mesures. Il serait pourtant indispensable de faire des mesures de façon automatisée, en employant des techniques de transmission d'information qui permette de diminuer les frais de mesure en évitant des frais de personnel prohibitifs. On pourrait imaginer que ce travail de mesure soit mené dans le cadre d'une collaboration internationale permettant de mettre en commun les ressources afin de disposer plus rapidement d'un ensemble de mesures significatif du point de vue statistique.

L'étude de la foudre induite

Les chapitre 2 et 3 de ce mémoire de thèse ont porté sur l'étude de l'effet de la foudre induite sur les réseaux électriques. Nous avons présenté un modèle de couplage entre le champ électromagnétique généré par un coup de foudre et une ligne à plusieurs conducteurs, qui prend en compte la variation des paramètres en fonction de la fréquence. Ce modèle qui fonctionne dans le domaine temporel est compatible avec le logiciel EMTP-RV ; il permet ainsi d'étudier l'effet d'un coup de foudre induit sur un réseau, en prenant en compte une configuration réaliste du réseau de distribution français.

Nous l'avons ainsi employé à étudier le risque de défaillance à la foudre des équipements d'un client domestique. A cet effet, nous avons mis au point une méthode probabiliste de type quasi-Monte-Carlo permettant d'éviter des temps de calcul prohibitifs.

Il serait utile de poursuivre ce travail dans un cadre plus général. Actuellement EMTP-RV permet de déterminer des modèles pour les lignes et les câbles enterrés à partir de leurs caractéristiques électriques et géométriques uniquement pour des conducteurs nus aériens parallèles au sol et pour des câbles enterrés de type coaxial. Il faudrait pouvoir réaliser le même type d'étude pour d'autres configurations de lignes et de câbles, comme des câbles

situés sur des goulottes, etc. afin de pouvoir étudier des problèmes d'induction qu'on ne peut pas traiter aujourd'hui facilement avec nos outils (illumination du réseau d'une centrale électrique, illumination d'un réseau industriel...).

L'étude de la foudre directe

Nous avons détaillé dans la dernière partie de ce mémoire une méthode que nous avons conçue, permettant de déterminer le taux d'amorçage à la foudre des lignes aériennes de transport d'électricité, qui a été employée pour spécifier un logiciel basé sur EMTP-RV, permettant de calculer automatiquement le taux d'amorçage dû à la foudre des lignes. Nous avons ensuite présenté son application dans deux études que nous avons réalisées et qui portaient sur l'étude de solutions permettant de réduire le taux d'amorçage d'ouvrages aériens. La première étude concernait une configuration de ligne 90 kV simple terre munie d'un câble de garde, la seconde une configuration de ligne 400 kV comprenant deux circuits et deux câbles de garde. Les éléments que nous avons établis en employant notre méthode de calcul du taux d'amorçage vont aider les ingénieurs en charge de l'ingénierie des lignes de transport à choisir la solution la mieux adaptée pour améliorer la continuité de service des lignes ayant fait l'objet des études.

La méthode que nous avons mise au point repose sur les connaissances les plus reconnues aujourd'hui dans le domaine de la foudre. Son amélioration passe par la meilleure connaissance des paramètres des coups de foudre évoquée au début de ce paragraphe. Elle passe aussi par une meilleure connaissance du mécanisme d'impact des coups de foudre qui permettrait de prendre en compte le relief du sol car il est certainement illusoire de penser que l'utilisation minutieuse d'un modèle électrogéométrique classique puisse le faire de façon satisfaisante.

Bibliographie

- [1] A. Zeddami - « Couplage d'une onde électromagnétique rayonnée par une décharge orageuse à un câble de télécommunication », Thèse de Docteur es sciences physiques, L'université des sciences et techniques de Lille, 1988.
- [2] F. Rachidi - « Effets électromagnétiques de la foudre sur les lignes de transmission aériennes - Modélisation et simulation », Dépt. d'électricité, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 1991.
- [3] D. Orzan - « Couplage externe et interne entre un champ électromagnétique et un réseau de lignes multifilaires », Dépt. d'électricité, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 1998.
- [4] V.A. Rakov, « A modified transmission line model for lightning return stroke field calculation », EMC Zurich 12-14 March 1991 - p. 229-234.
- [5] K.A. Norton, « The propagation of radio waves over the surface of the earth and in the upper atmosphere », Proc IRE 25 1937 - P 1203 – 1236
- [6] P.R. Bannister, « New formulas that extend Norton's far field elementary dipole equations to quasi-near field range » - A 59007 - January 1984, Naval under water systems center - New London laboratory - New London. Connecticut. 06320
- [7] A.K. Agrawal, H.J. Price, S.H. Gurbaxani, « Transient response of a multiconductor transmission line excited by a nonuniform electromagnetic field », IEEE Transaction on Electromagnetic Compatibility, Vol 22, No 2, May 1980
- [8] C. A. Nucci, F. Rachidi, M. Ianoz, « Lightning-Induced Voltages on Overhead Lines », IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, Vol 35, No 1, February 1993
- [9] C.A. Nucci and CIGRE Working Group 33.01 (Lightning), "Lightning-induced voltages on overhead power lines – Part 1 : return stroke current models with specified channel-base current for the evaluation of the return stroke electromagnetic fields" Electra No. 161, August 95
- [10] C. A. Nucci, G. Diendorfer, M.A. Uman, F. Rachidi, M. Ianoz, C. Mazetti, "Lightning return-stroke models with channel-base specified current : a review and comparison", J. Geophys. Res., Vol 95, No D12, pp 20395-20408, Novembre 1990
- [11] C.A. Nucci, C. Mazzetti, F. Rachidi, M. Ianoz, "On lightning return stroke models for LEMP calculations", Proc. 19th Int. Conf on Lightning protection, Graz, April 1988
- [12] C.E.R. Bruce, R.H. Golde, "The Lightning discharge", J. of the IEE, Vol 88, pp 487-520, Londre, Décembre 1941
- [13] M.A. Uman, R.B. Standler, "Lightning return stroke models", Journal of Geophysical Research, Vol. 85, Vol 74, 1969

- [14] F. Rachidi, C.A. Nucci, "On the Master, Uman, Lin Standler and the Modified Transmission Line Lightning lightning return stroke current models", *J. Geophys. Res.*, Vol 95, No D12, pp 20389-20393, Novembre 1990.
- [15] F. Heidler, "Traveling current source model for LEMP calculation", 6th Symposium and Technical Exhibition on Electromagnetic Compatibility, Zurich, March 5-7, 1985
- [16] A. Sommerfeld, "Über die Ausbreitung der Wellen in der drahtlosen Telegraphie", *Ann. Phys.*, vol. 28, pp. 665, 1909
- [17] P. Baraton, L. Quinchon, "Modèle de ligne perturbée dans EMTP : Simplification du modèle présenté en 94", EDF R&D HM-25/95/089 A, 1995
- [18] S. Rusck, "Induced lightning overvoltages on power transmission lines with special reference to the overvoltage protection of low voltage networks", *Trans. of the Royal Institute of Technology, Stockholm*, No. 120, 1958
- [19] P. Chowdhuri, E.T.B. Gross, "Voltage surges induced on overhead lines by lightning strokes", *Proc. IEE*, Vol. 114, No. 12, pp. 1899-1907, Décembre 1967
- [20] A. Borghetti, S. Guerrieri, C.A. Nucci, F. Rachidi, "Modèles de calcul des surtensions induites par la foudre : analyse comparative", *Proc. 7^{ème} Colloque International sur la CEM*, Toulouse, March 2-4, 1994
- [21] C.D. Taylor, R.S. Satterwhite, C.W. Harrison, "The response of a terminated two-wire transmission line excited by a non-uniform electromagnetic field", *IEEE Trans. On Antennas Propagations*, Vol. AP-13, 1965
- [22] H. Dommel, "EMTP Theory Book", University of British Columbia, 1996
- [23] C. A. Nucci and CIGRE task force 33.01.01, "Lightning-induced voltages on overhead power lines – Part 2: Coupling models for the evaluation of the induced voltages", *Electra* No 162, October 1995
- [24] Union Internationale des Télécommunications, « Directives concernant la protection des lignes de télécommunication contre les effets préjudiciables des lignes électriques et des chemins de fer électrifiés – volume III, couplage capacitif, inductif et conducteur : théorie physique et méthodes de calcul », Genève 1989
- [25] F. Boutet, H. Rochereau, A. Xémard, J. Michaud, A. Zeddani, "Anastasia: a simulation tool to study the effect of lightning strokes on overhead low voltage distribution lines"-CIGRE Conference, Foz do Igaçu, May 95
- [26] F. Boutet, P. Baraton, J. Michaud, A. Xémard, A. Zeddani, "A simulation tool to perform statistical studies of lightning induced overvoltages on overhead lines », *CIGRE Colloquium SC 33*, 1995
- [27] A. Xémard, "Probabilistic Methods for Lightning Studies", Note interne EDF R&D référencée HM 77/01/100/A juillet 2001

- [28] CIGRE 33.01, « Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines », brochure 63, octobre 1991
- [29] A.M. Mousa, and K.D. Srivastava, ‘The Implications of the Electrogeometric Model Regarding Effect of Height of Structure on the Median Amplitude of Collected Strokes’, IEEE Trans. on PWRD, Vol. 4, No. 2, April 1989, pp.1450-1460.
- [30] R. Lambert, A. Xemard, G. Fleury, E. Tarasiewicz, A. Morched “Probability density function of the lightning Crest Current at Ground Level. Estimation of the lightning strike incidence on transmission line”, IPST 99, Budapest.
- [31] A. Sabot, Hyperdocument sur la coordination des isolements, document interne EDF, 1993.
- [32] C. A. Nucci and the CIGRE WG C4.01, “Lightning-induced voltages on overhead power lines. Part 3: Sensitivity analysis”, Electra N° 222, Octobre 2005.
- [33] C.A. Nucci, A. Borghetti, M. Bernardi, S. Malgarotti, F. Rachidi, “lightning induced Voltages on Overhead Distribution Lines: Theoretical and Experimental Investigation of related Problems and their Impact on Power Quality”, rapport C4-303, session 2004.
- [34] Davide Pavanello, “Electromagnetic Radiation From Lightning Strokes to Tall Structures”, Thèse N° 3713 (2007), Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne
- [35] CIGRE Task Force C4.404A, convenor Gerhard Diendorfer, “Cloud-to ground lightning parameters derived from lightning detection systems”, draft document, June 2007-08-26
- [37] Ivo Uglesic, Viktor Milardic, “Overhead Surge Protection of Low-Voltage Systems Connected to Line”, REE (Revue de l’Electricité et de L’Electronique) N°6/7, Juin / Juillet 2007
- [38] M. Clément, J. Bergeal, D. Daniel, « Evolution du régime de neutre MT à Electricité de France », CIRED 91
- [39] « Arrêté Interministériel français du 2 avril 1991 fixant les conditions techniques auxquelles doivent satisfaire les distributions d’Energie Electrique »
- [40] Berger, R.B. Anderson, H. Kroninger, “Parameters of lightning flashes” Electra 80, 1975
- [41] G. Diendorfer, M. Mair, W. Schulz, W. Hadrian, “Lightning current measurements in Austria-experimental setup and first results”, ICLP 2000, Rhodes Grèce.
- [42] C. GARY, « La foudre, des mythologies antiques à la recherche moderne », Masson, 1994.
- [43] « La foudre », Laboratoire de Génie Electrique - Les Renardières, dossier de presse - 7 juillet 1998.
- [44] Yukihiro Goto, Ken’Ichi Narita, “Summary of winter lightning at Maki in the Japan Sea coastal area”, conférence ICLP 2006, Kanazawa (Japon)

- [45] IEEE Lightning and Insulator Subcommittee, "Parameters of lightning strokes: A Review", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 20., No 1, Janvier 2005.
- [46] W. A. Chisholm, IEEE and K. L. Cummins, « Lightning Parameters : A review, Applications and Extensions », IEEE 2005
- [47] F. Rachidi, J.L. Bermudez, M. Rubinstein, « Statistical evaluation of lightning current parameters from remote electromagnetic field measurements », conference ICLP 2002, Cracovie (Pologne).
- [48] V. A. Rakov, "Positive and Bipolar lightning discharges: a review", conference ICLP 2000, Rhodes, Grèce.
- [49] V. Kooray, V. Rakov, "On the need to include ground reflections in lightning return stroke models of current generation type", ICLP 2006, Kanazawa (Japon).
- [50] K. Bitner, A.M. Hussein, "Modelling of the CN tower lightning Return-Stroke Current Derivative", ICLP 2006 Kanazawa (Japon).
- [51] A.M. Hussein, Milewski, "CN Tower lightning snowstorm characteristics", ICLP 2006 Kanazawa (Japon).
- [52] J. Takami, S. Okabe, "Observational results of lightning current on transmission towers", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 22, No 1, janvier 2007-10-20.
- [53] O. Pinto Jr, I.R.C.A. Pinto, M.M.F. Saba, N.N. Solorzano, D. Guedes, "return stroke peak current observations of negative natural and triggered lightning in Brazil", Elsevier, accepté novembre 2004.
- [54] V. A. Rakov, «Lightning return stroke speed, a review of experimental data », conference ICLP 2004, Avignon (France).
- [55] M. A. O. Schroeder, A. Soares Jr., L. C.L. Cherchiglia, V. J. Souza, "Lightning current statistical analysis: measurements of Morro Do Cachimbo Station – Brazil", conférence ICLP 2002, Cracovie, Pologne.
- [56] L. Z.S. Campos, M. M.F. Saba, O. Pinto Jr., M. G. Ballarotti, "waveshapes of continuing currents and properties of M-components in natural negative cloud-to-ground lightning from high-speed video observations", Elsevier, 2007
- [57] M. Shigihara, A. Piantini, "Estimation of lightning currents from measurements performed on elevated objects", conférence ICLP 2006, Kanazawa (Japon)
- [58] T. Narita, T. Yamada, A. Mochizuki, E. Zaima, M. Ishii, « Observation of current waveshapes of lightning strokes on transmission towers », IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 15, No 1, janvier 2000.
- [59] K. Horii, K. Nakamura, S. Ichi Sumi, "Review of the experiment of triggered lightning by rocket in Japan", conférence ICLP 2006, Kanazawa (Japon).

- [60] M. Megumu, A. Wada, T. Shindo, “Characteristics of upward leaders Triggered by CO2 laser”, conference ICLP 2006, Kanazawa (Japon).
- [61] A. N. Gomez, S. Visacro, J. L. Silvino, R. Hostt, L. C. Rocha, “Analysis of lightning current measurement by means of resistive transducers”, conférence ICLP 2006, Kanazawa (Japon).
- [62] F. Heidler, W. Zischank, J. Wiesinger, “Statistics of lightning current parameters and related nearby magnetic fields measured at the Peissenberg tower”, conférence ICLP 2000, Rhodes, Grèce.
- [63] V. Rakov, « Transient response of a tall object to lightning », IEEE Trans on EMC, Vol. 43, N°4, November 2001
- [64] P. Pettersson, “A unified probabilistic theory of the incidence of direct and indirect lightning strikes”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 6, N°3, Juillet 1991.
- [65] A.M. Hussein, W. Janischewskyj, M. Milewski, V. Shostak, W. Chisholm, J.S. Chang, “Current waveform parameters of CN tower lightning return strokes”, Elsevier, Journal of Electrostatics 60 (2004) 149-162.
- [66] W. Janischewkyj, A.M. Hussein, V. Shostak, I. Rusan, J.-X. Li, J.S. Chang, “Statistics of lightning strikes to the Toronto canadian national tower” (1978-1995), IEEE Transactions on Power delivery, Vol. 12, N°3, July 1997.
- [67] J. Michaud, A. Xemard, « Parafoudres haute tension : sélection basée sur l’impédance de mise à la terre et la position des pylônes », Rapport CEATI N° T023700-3102, octobre 2004.
- [68] B. Dolbeau, P. Manton, « Qualité de l’électricité : Bilan 2004 des performances techniques et contractuelles du réseau public de transport », Rapport RTE 2004.
- [69] M.A. Sargent, « The frequency distribution of current magnitudes of lightning strokes to tall structures », IEEE Trans, Vol. PAS-91, N°5, pp. 2224-2229, 1972.
- [70] S. Denetière, A. Xémard, M. Giroux, « Spécifications Détaillées du logiciel LIPS sous EMTPWorks », Note technique EDF R&D référencée HR 17 / 05 / 041 B, février 2007.
- [71] CEI, « Insulation co-ordination – Part 4 : Computational guide to insulation co-ordination and modelling of electrical networks », Document référencé TR 60071-4, 2003.
- [72] D. Loudon, K. Halsan, U. Jonsson, D. Karlsson, L. Strenstrøm, J. Lundquist, “A compact 420 kV line utilizing line surge arresters for areas with low isokeraunic levels”, CIGRE Session 22/33/36-08, 1998.
- [73] D.F. Peelo, “Application of Surge Arresters with Low Protective Levels for Switching Surge Control on BC Hydro’s 500 kV System”, CEA Electricity ’96 Conference. Montreal, Quebec.
- [74] A.R. Hileman, Insulation Coordination for Power Systems, Marcel Dekker, 1999.

- [75] “Application of transmission line surge arresters to reduce switching overvoltages” – H. Seyedi, M. Sanaye-Pasand – IPST 2005, Montreal.
- [76] A. Xémard, S. Denetière, J. Michaud, P.Y. Valentin, Q. Bui-Van, A. Dutil, M. Giroux, J. Mahseredjian, “Methodology for the calculation of the lightning flashover rate of a line with or without line surge arresters” ,CIGRE 2006,paper No C4-101.
- [77] B. Demailly, L. Tullus, F. Maciela, S. Tartier , “Installation of composite surge arrestors on transmission lines”, CIGRE 2002 – Study committee 33.
- [78] Y.A. Wahab, Z.Z. Abidin, S. Sadovic, “Line Surge Arrester Application on the Quadruple Circuit Transmission Line”, Bologna PowerTech 2003 International Conference, June 2003, Bologna, Italy.
- [79] S. Sadovic, G. Couret, Z. Abidin, M. Puharic, L. Peter, “Quality of the service improvement of the compact lines by the use of line surge arresters”, CIGRE 5th Southern Africa Regional Conference, Cape Town, South Africa 2005.
- [80] S. Sadovic, R. Joulie, S. Tartier, E. Brocard, “Line surge arresters and unbalanced insulation in the reduction of double circuit outages on a 225 kV transmission line”, X International Symposium on High Voltage Engineering, August 25-29, 1997, Montreal, Canada.
- [81] CIGRE C4-301, “Line surge arresters application guide”, version temporaire 2007.
- [82] « CEI 60071-2 – Coordination de l’isolement – Partie 2 : Guide d’application », document CEI , édition de 1996
- [83] « Tensions de tenue des chaînes isolantes », J.L. Vallée, G. Riquel, document RTE référencé D.5730.06.74/97.061, 17 novembre 1997.
- [84] « Etude des phénomènes de couplage électromagnétique dans les faisceaux de câbles multifilaires de télécommunication », Marc Vautier, thèse de doctorat, Université Blaise Pascal 1993.
- [85] « Caractérisation et modélisation des champs électromagnétiques rayonnés par les décharges de foudre en vue de l’élaboration d’un simulateur expérimental », Abdelkarim Ben Rhouma, thèse de doctorat, l’Ecole Centrale de Lyon 1996.
- [86] C. Gary, D. Cristescu, G. Dragan, “Attenuation de Propagation des Surtensions due à l’Effet Couronne”, CIGRE brochure 55, 1989.
- [87] Megumu Miki, Atsushi Wada, Takatoshi Shindo, « Fundamental study of laser-triggered lightning characteristics of laser-guided discharges in long air gaps », ICLP 96, pages 10 à 15.
- [88] Xavier Legrand, « Modélisation des systèmes de mise à la terre des lignes électriques soumises à des transitoires de foudre », Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 2007.

[89] José Ribeiro, «Etude des risques de défaillances d'un réseau de télécommunications soumis aux effets directs et indirects de la foudre », thèse de doctorat, Université Blaise Pascal de Clermont-Ferrand, 2005.

[90] Studies in Geophysics, « The Earth's Electrical Environment », National Academy Press, Washington D.C., 1986.

[91] Armen Der Kiureghian, "Introduction to Structural reliability", Ecole d'Eté d'Analyse Numérique CEA/INRIA/EDF, Juin 1996.

[92] Milan Puharic, « Modélisation en régime transitoire HF des lignes d'énergie BT, application au couplage avec la foudre », thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 1992.

AUTORISATION DE SOUTENANCE

Vu les dispositions de l'arrêté du 7 août 2006,

Vu la demande du Directeur de Thèse

Monsieur Ph. AURIOL

et les rapports de

Monsieur A. ZEDDAM

Docteur - Unité R&D "CEM" - France Telecom, Orange Labs - 2 avenue P. Marzin - 22307 LANNION

et de

Monsieur Q-T. TRAN

Ingénieur de Recherche HDR - GIE-IDEA - ENSE3/G2ELAB - BP 46
38402 SAINT-MARTIN-D'HERES cedex

Monsieur XEMARD Alain

est autorisé à soutenir une thèse pour l'obtention du grade de **DOCTEUR**

Ecole doctorale ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE (EEA)

Fait à Ecully, le 30 avril 2008

P/Le Directeur de l'E.C.L.
Le Directeur des Etudes

