

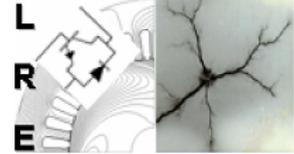
الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية  
République Algérienne Démocratique et Populaire  
وزارة التعليم العالي و البحث العلمي  
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات  
Ecole Nationale Polytechnique

ÉCOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE  
Département d'Électrotechnique

Laboratoire de Recherche en Electrotechnique  
Option : Techniques de la Haute Tension



## THÈSE DE DOCTORAT

Présentée par :

**Omar KHERIF**

Ingénieur/Master en Électrotechnique, ENP

En vue de l'obtention du titre de  
**Docteur Troisième Cycle en Électrotechnique**

Thème

**Impact des Transitoires de Foudre et de Manœuvres  
sur le Comportement des Systèmes de Mise à la Terre.  
Application aux Fermes Eoliennes**

Soutenue publiquement, le 02 Juillet 2019 devant le jury :

<b>Président</b>	Ahmed BOUBAKEUR	Prof.	ENP, Alger, Algérie
<b>Directeurs</b>	Madjid TEGUAR	Prof.	ENP, Alger, Algérie
	Abdelouahab MEKHALDI	Prof.	ENP, Alger, Algérie
<b>Examineurs</b>	Redouane TAHMI	Prof.	ENP, Alger, Algérie
	Azzedine NACER	Prof.	USTHB, Alger, Algérie
	Elhadj AILAM	Prof.	UKM, Aïn Defla, Algérie

**ENP 2019**

Laboratoire de Recherche en Électrotechnique (LRE) - École Nationale Polytechnique (ENP)  
10, Avenue des Frères Oudek, Hassen Badi, BP. 182, 16200 El Harrach, Alger, Algérie

[www.lre.enp.edu.dz](http://www.lre.enp.edu.dz)

[www.enp.edu.dz](http://www.enp.edu.dz)



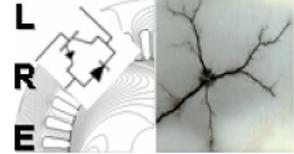
الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية  
République Algérienne Démocratique et Populaire  
وزارة التعليم العالي و البحث العلمي  
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات  
Ecole Nationale Polytechnique

ÉCOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE  
Département d'Électrotechnique

Laboratoire de Recherche en Electrotechnique  
Option : Techniques de la Haute Tension



## THÈSE DE DOCTORAT

Présentée par :

**Omar KHERIF**

Ingénieur/Master en Électrotechnique, ENP

En vue de l'obtention du titre de  
**Docteur Troisième Cycle en Électrotechnique**

Thème

**Impact des Transitoires de Foudre et de Manœuvres  
sur le Comportement des Systèmes de Mise à la Terre.  
Application aux Fermes Eoliennes**

Soutenue publiquement, le 02 Juillet 2019 devant le jury :

<b>Président</b>	Ahmed BOUBAKEUR	Prof.	ENP, Alger, Algérie
<b>Directeurs</b>	Madjid TEGUAR	Prof.	ENP, Alger, Algérie
	Abdelouahab MEKHALDI	Prof.	ENP, Alger, Algérie
<b>Examineurs</b>	Redouane TAHMI	Prof.	ENP, Alger, Algérie
	Azzedine NACER	Prof.	USTHB, Alger, Algérie
	Elhadj AILAM	Prof.	UKM, Aïn Defla, Algérie

**ENP 2019**

Laboratoire de Recherche en Électrotechnique (LRE) - École Nationale Polytechnique (ENP)  
10, Avenue des Frères Oudek, Hassen Badi, BP. 182, 16200 El Harrach, Alger, Algérie

[www.lre.enp.edu.dz](http://www.lre.enp.edu.dz)

[www.enp.edu.dz](http://www.enp.edu.dz)

---

Omar KHERIF, (2019) : Impact des Transitoires de Foudre et de Manœuvres sur le Comportement des Systèmes de Mise à la Terre. Application aux Fermes Éoliennes, *Laboratoire de Recherche en Électrotechnique LRE-ENP*.

En vue de l'obtention du titre de Docteur Troisième Cycle (D/LMD) en Électrotechnique.

Sous la direction des Professeurs : M. Teguar et A. Mekhaldi, LRE-ENP, Alger, ALGERIE.

---

**ملخص** - يتعلق هذا العمل بنمذجة أنظمة التأسيس (أقطاب أرضية وشبكات بأوتاد أو بدونها) باستخدام مقارنة خطوط النقل وذلك لدراسة سلوكاتها الانتقالية عند التعرض لتيارات الصواعق والمناورات الكهربائية. قد تم في هذا النموذج دمج تأين التربة، تأثير تردد التيار الكهربائي على الخصائص الكهربائية للتربة، وكذا الاقتران المتبادل. يتم دفن هذه الأنظمة في تربة متجانسة أو تلك المتكونة من طبقتين. لكل نوع من التربة، تم أخذ العديد من القيم للمقاومية والسماحية. قد تمت مقارنة النتائج المحصل عليها بنجاح مع تلك التجريبية الواردة في المراجع العلمية المتخصصة. تم استغلال النموذج المقترح لدراسة التغيرات الزمنية للتوتر، التيار الكهربائي وكذا الممانعات الانتقالية والنبضية لكل نظام أرضي. يتم استكشاف تأثير عمق الطبقة العليا ومقاوميات طبقات التربة على الممانعة النبضية. تم اقتراح طريقة عملية متبوعة بصيغة رياضية جديدة لتقدير الطول الفعال للأقطاب الأفقية الأرضية. هذا وقد تم مقارنة النتائج التي تم الحصول عليها بهذه الطريقة بنجاح مع تلك المذكورة في المراجع العلمية المتخصصة. تم تطبيق نموذج خط النقل المطور على أنظمة الأرض المعزولة أو المترابطة في مزارع توربينات الرياح. تم دراسة تأثير تيارات نقطة الحقن الناتجة عن تفرغات الصواعق الأحادية والمتعددة. يوفر هذا العمل أفاق جديدة للممارسات العملية المتخذة لتحسين الحماية من الصواعق في مزارع توربينات الرياح.

**كلمات مفتاحية** - أنظمة التأسيس - سلوك انتقالي - تيار نبضي - تأين - اقتران متبادل - توربين الرياح - الطول الفعال.

---

**Abstract**—This thesis deals with the grounding systems (electrodes and grids with and without rods) modelling using the transmission line approach (TLM), to study their transient behaviours when subjected to lightning and manoeuvres impulse currents. Soil ionization, frequency-dependent of soil electrical parameters and mutual coupling are incorporated. Such systems are buried in homogeneous or two-layer soil. For each type of soil, several resistivities and permittivities are considered. The obtained results are successfully compared with the experimental ones reported in the literature. The proposed model is exploited to study the potential and the current distributions, the transient impedance and the impulse impedance of each grounding system. The effects of the upper layer depth and the layers resistivities of the stratified soil on impulse impedance are explored. A practical method followed by a new expression for estimating the effective length of horizontal soil electrodes are proposed. The obtained results are successfully compared with those reported in the literature. The developed transmission line model is also applied to isolated and interconnected grounding systems of wind farms. The effect of the injection point of the currents generated by single and multiple lightning discharges is studied. This work provides new perspectives for extracting practices to improve lightning protection in wind farms.

**Keywords** : Grounding System, Transient Response, TLM, Impulse Current, Ionisation, Mutual Coupling, Wind Turbine, Effective Length.

---

**Résumé**—Ce travail porte sur la modélisation des systèmes de terre (électrodes et grilles avec et sans piquets) utilisant l'approche des lignes de transmission (TLM), en vue d'étudier leurs comportements transitoires lorsqu'ils sont soumis à des courants impulsifs de foudre et de manœuvres. L'ionisation du sol, la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol et le couplage mutuel sont incorporés. De tels systèmes sont enterrés dans un sol homogène ou stratifié en deux couches. Pour chaque type de sol, plusieurs résistivités et permittivités sont considérées. Les résultats obtenus sont confrontés avec succès à ceux expérimentaux rapportés dans la littérature. Le modèle proposé est exploité pour étudier les variations temporelles du potentiel et du courant, de l'impédance transitoire et celle impulsionnelle de chaque système de terre. L'effet de la profondeur de la couche supérieure ainsi que celui des résistivités des couches du sol stratifié sur l'impédance impulsionnelle sont explorés. Une méthode pratique suivie d'une nouvelle expression permettant d'estimer la longueur effective des électrodes horizontales de terre sont proposées. Les résultats ainsi obtenus sont confrontés avec succès à ceux rapportés dans la littérature. Le modèle de ligne de transmission développé est également appliqué sur les systèmes de terre isolés et interconnectés de parcs éoliens. L'effet du point d'injection de courants engendrés par de décharges de foudre simples et multiples est étudié. Ce travail fournit de nouvelles perspectives afin d'en extraire des pratiques permettant d'améliorer la protection contre la foudre dans les parcs éoliens.

**Mots-clés** : Système de mise à la terre, Réponse transitoire, TLM, Courant impulsionnel, Ionisation, Couplage mutuel, Éolienne, Longueur effective.

---

# Remerciement

**Les travaux de recherche présentés dans cette thèse ont été effectués au Laboratoire de Recherche en Électrotechnique (LRE) de l'École Nationale Polytechnique (ENP). Cette thèse ne serait pas ce qu'elle est sans la collaboration, l'aide et le soutien de nombreuses personnes.**

*Je voudrais tout d'abord remercier M. Madjid TEGUAR et M. Abdelouahab MEKHALDI, Professeurs à l'ENP et Directeurs de cette thèse, de m'avoir proposé ce sujet et pour leurs constantes présences au sein du LRE ainsi que leurs précieux conseils dans le domaine de la recherche scientifique, leurs précieuses directives et leurs suivis continus tout au long de la période de la recherche.*

*Mes remerciements vont également à M. Ahmed BOUBAKEUR, Professeur à l'ENP, pour son support et son appuis moral tout au long de mes études à l'ENP. Qu'il soit convaincu de notre sincère reconnaissance pour avoir accepté de juger ce travail et m'avoir fait l'honneur de présider le jury de soutenance.*

*J'adresse tous mes remerciements à M. Redouane TAHMI, Professeur à l'ENP, qui m'a généreusement fait profiter de sa connaissance dans le domaine de la compatibilité électromagnétique et de l'honneur qu'il m'a fait en acceptant d'être examinateur de cette thèse.*

*Je tiens à exprimer toute ma gratitude à M. Elhadj AILAM, Professeur à l'Université Djilali Bounaama Khemis Miliana, et M. Azzedine NACER, Professeur à l'Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumedién, de l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant de juger ce présent travail de recherche et de participer au jury en qualité d'examineurs.*

*Je remercie également M. Nouredine HARID, Professeur à Khalifa University, Abu Dhabi-UAE, ainsi que M. Sofiane CHIHEB, Docteur de l'ENP, pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail, pour leur support tout au long des travaux de ma thèse qui m'ont généreusement fait profiter de leur connaissance dans le domaine des systèmes de mise à la terre.*

*Je tiens à remercier tous les enseignants ayant contribué à ma formation et ce depuis le tronc commun jusqu'à la dernière année de graduation. J'adresse également mes sincères remerciements à ma famille, mes amis et l'ensemble des doctorants/docteurs au sein du Laboratoire de Recherche en Électrotechnique, qui m'ont aidé de prêt ou de loin dans l'élaboration de de cette présente thèse.*

# Table des Matières

## Liste des Abréviations

## Liste des Symboles

<b>Introduction Générale</b>	<b>8</b>
<b>Chapitre 1: Aperçu sur les Systèmes de Terre</b>	<b>11</b>
1.1 Utilité des Systèmes de Mise à la Terre . . . . .	11
1.1.1 Risques des Transitoires de Foudre et de Manœuvres . . . . .	12
1.1.2 Protection Contre la Foudre . . . . .	13
1.1.3 Protection Contre les Transitoires de Manœuvres . . . . .	14
1.1.4 Systèmes de Mise à la Terre en Matière de Protection . . . . .	15
1.2 Systèmes de Mise à la Terre en Basses Fréquences . . . . .	16
1.2.1 Caractérisation du Sol . . . . .	17
1.2.1.1 Mesure de la Résistivité du Sol . . . . .	18
1.2.1.2 Caractérisation Physico-chimique du Sol . . . . .	20
1.2.2 Calcul de la Résistance d'un Système de Terre . . . . .	21
1.2.3 Tensions de Pas et de Contact . . . . .	22
1.3 Système de Mise à la Terre en Hautes Fréquences . . . . .	23
1.3.1 Principaux Modèles Analytiques . . . . .	23
1.3.2 Principaux Modèles Numériques . . . . .	25
1.3.2.1 Approche du Flux Électromagnétique . . . . .	26
1.3.2.2 Approche des Circuits . . . . .	32
1.3.2.3 Approche des Lignes de Transmission . . . . .	36
1.4 Conclusion . . . . .	37
<b>Chapitre 2: Modélisation des SMLTs par Approche des Lignes de Transmission</b>	<b>38</b>
2.1 Critère du Choix de l'Approche . . . . .	38
2.2 Approche des Lignes de Transmission Conventiennelle . . . . .	39
2.2.1 Mise en Équations . . . . .	39
2.2.2 Algorithme et Validation . . . . .	45
2.3 Approche des Lignes de Transmission Améliorée . . . . .	46
2.3.1 Effet de l'Ionisation du Sol . . . . .	47
2.3.2 Effet du Couplage Mutuel . . . . .	49
2.3.3 Procédure de Calcul . . . . .	51

2.4	Résultats et Validation . . . . .	54
2.4.1	Résultats Suite à l'Injection des Courants de Faibles Amplitudes . .	54
2.4.2	Résultats Suite à l'Injection des Courants de Fortes Amplitudes . . .	57
2.5	Conclusion . . . . .	59

### **Chapitre 3: Longueur Effective des Électrodes Horizontales : Nouveau Concept et Optimisation**

		<b>61</b>
3.1	Concept de l'Optimisation des Systèmes de Terre . . . . .	61
3.2	Optimisation des Électrodes en Hautes Fréquences . . . . .	63
3.3	Potentiel Transitoire et Impédance Impulsionnelle . . . . .	64
3.3.1	Potentiel Transitoire des Électrodes Horizontales de Terre . . . . .	65
3.3.2	Impédance Impulsionnelle des Électrodes Horizontales de Terre . .	68
3.4	Longueur Effective d'une Électrode Horizontale . . . . .	69
3.4.1	Définitions et Expressions Rapportées dans la Littérature . . . . .	69
3.4.2	Discussion sur les Définitions de la Longueur Effective . . . . .	70
3.4.3	Proposition d'une Définition de la Longueur Effective . . . . .	71
3.5	Formulation de la Longueur Effective . . . . .	73
3.5.1	Électrode Horizontale Enfouie dans un Sol Uniforme . . . . .	73
3.5.2	Électrode Horizontale Enfouie dans un Sol à Deux Couches . . . . .	76
3.6	Conclusion . . . . .	79

### **Chapitre 4: Comportements Transitoires des SMLTs de Fermes Éoliennes**

		<b>80</b>
4.1	Généralités sur les Éoliennes . . . . .	80
4.1.1	Emplacement des Éoliennes . . . . .	81
4.1.2	Éoliennes et Foudres : Risques et Protection . . . . .	82
4.2	Influence des Paramètres Electro-Géométriques . . . . .	85
4.2.1	Grilles de Terre . . . . .	85
4.2.2	Système de Mise à la Terre d'une Éolienne . . . . .	87
4.3	Interconnexion des SMLTs d'Éoliennes . . . . .	88
4.3.1	SMLTs en Cascade . . . . .	89
4.3.2	SMLTs en Boucle . . . . .	91
4.4	Influence du Point d'Injection . . . . .	91
4.4.1	Injection sur une Électrode Horizontale . . . . .	92
4.4.2	Injection sur une Grille . . . . .	93
4.4.3	Injection sur SMLTs Interconnectés . . . . .	94
4.5	Effet des Décharges Multiples Simultanées . . . . .	95
4.5.1	Ferme à Deux Éoliennes . . . . .	97
4.5.2	Ferme à Trois Éoliennes . . . . .	98
4.5.2.1	Cas de Décharges Simple et Double . . . . .	98
4.5.2.2	Décharges Double et Triple . . . . .	100
4.6	Conclusion . . . . .	101

### **Conclusion Générale et Perspectives**

		<b>102</b>
	Bibliographie . . . . .	105

# Liste des Abréviations

<b>BF</b>	<b>Basse</b> Fréquence
<b>BT, MT, HT</b>	<b>Basse, Moyenne, Haute</b> Tension
<b>CEI</b>	Comission d'Électrotechnique Internationale
<b>CIGRE</b>	Conseil International des Grands Réseaux Electriques
<b>EL</b>	Effective Length
<b>EMTP</b>	ElectroMagnetic Transient Program
<b>FDTD</b>	Finite Difference in Time Domain
<b>FEM</b>	Finite Elements Method
<b>GA</b>	Genetic Algorithm
<b>GPR</b>	Ground Potential Rise
<b>GSSP</b>	Grounding System Simulation Program
<b>HF</b>	Haute Fréquence
<b>IEEE</b>	Institute of Electrical and Electronics Engineers
<b>MATLAB</b>	<b>MAT</b> rix <b>LAB</b> oratory
<b>MFR</b>	<b>Matériau de Faible Résistivité</b>
<b>NEC</b>	Numerical Electromagnetic Code
<b>ODE</b>	Ordinary Differential Equations
<b>PEEC</b>	Partial Equivalent Elementry Circuit
<b>PSO</b>	Particles Swarm Optimiser
<b>RCGA</b>	Real-Coded Genetic Algorithm
<b>SMLT</b>	Système de Mise à La Terre
<b>TLM</b>	Transmission Lines Method

# Liste des Symboles

$Y$	Admittance	$\Omega^{-1}$
$C$	Capacité	$F$
$\gamma$	Coefficient de propagation	.
$K$	Coefficient de réflexion	.
$G$	Conductance	$\Omega$
$\sigma$	Conductivité électrique	$S \cdot m^{-1}$
$c$	Célérité de lumière	$m \cdot s^{-1}$
$\vec{E}$	Champ électrique	$V \cdot m^{-1}$
$\tau, T$	Constantes du temps	$s$
$I$	Courant électrique	$A$
$d, \Phi$	Diamètre	$m$
$D$	Distance de séparation	$m$
$\vec{J}$	Densité du courant électrique	$A \cdot m^{-1}$
$g$	Fonction de Green	.
$f$	Fréquence	$Hz$
$Z$	Impédance	$\Omega$
$L$	Inductance	$H$
$\ell$	Longueur d'une électrode	$m$
$\lambda$	Longueur d'onde	$m$
$s$	Opérateur de Laplace	.
$r$	Rayon	$m$
$\rho$	Résistivité électrique	$\Omega \cdot m$
$\rho_a$	Résistivité apparente	$\Omega \cdot m$
$R$	Résistance électrique	$\Omega$
$S$	Surface	$m^2$
$t$	Temps	$s$
$\mu_0$	Perméabilité électrique du vide	$H \cdot m^{-1}$
$\mu_r$	Perméabilité relative	.
$\epsilon_0$	Permittivité électrique du vide	$F \cdot m^{-1}$
$\epsilon_r$	Permittivité relative	.
$p$	Périmètre	$m$
$h$	Profondeur d'enfouissement	$m$
$V$	Potentiel électrique	$V$
$\varphi$	Potentiel scalaire	$V$
$\vec{A}$	Potentiel vecteur magnétique	$V \cdot m^{-1}$
$P$	Probabilité	.
$\omega$	Pulsation	$rad \cdot s^{-1}$
$x, y, z$	Variables d'espace	.

# Introduction Générale

**E**N exploitation, les ouvrages électriques sont exposés à des surtensions d'origine atmosphérique due à la foudre et d'autres de manœuvres (commutations, résonance, ... etc.). Ces surtensions affectent considérablement la qualité de l'énergie fournie. La protection correcte et efficace des systèmes électriques contre ces perturbations nécessite des investigations approfondies permettant à la fois de caractériser les sources perturbatrices et de prévoir les phénomènes mis en jeu [1]. De telles sources peuvent générer de fortes intensités du courant pouvant engendrer de forts dégâts aussi bien sur les ouvrages que sur les équipements électriques et les personnes. En vue de se protéger contre cette perturbation, les réseaux électriques sont équipés par des câbles de garde, des parafoudres ainsi que des mises à la terre.

L'utilisation des systèmes de mise à la terre de différentes géométries (grilles, conducteurs verticaux et horizontaux et/ou une combinaison appropriée de ceux-ci) est essentielle pour assurer la sécurité des personnes ainsi que la protection des équipements électriques. Ils sont conçus pour fournir un chemin de faible impédance permettant d'écouler efficacement les courants de défaut vers le sol [2]. Suite à l'injection des courants transitoires de fortes amplitudes, tels que ceux provoqués par des coups de foudre, la réponse des systèmes de mise à la terre est significativement différente à celle à basse fréquence [3]. Dans des conditions transitoires, leur comportement est affecté par de nombreux facteurs tels que l'amplitude et la forme du courant impulsionnel, ainsi que la structure et les paramètres électriques des couches du sol [4]. Par ailleurs, les mécanismes de conductivité dans le sol lors de l'écoulement d'un courant impulsionnel de forte amplitude sont affectés par des effets non linéaires de l'ionisation du sol et de la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol [5–8]. En outre, les effets du couplage mutuel entre les conducteurs de terre, pouvant influencer d'une manière significative la réponse transitoire des systèmes de terre, deviennent plus importants suite à l'injection des courants de hautes fréquences [9, 10].

Compte tenu du rôle primordial des systèmes de mise à la terre des installations électriques de haute tension aussi bien dans la fiabilité des réseaux, que dans la sécurité des équipements et du personnel, l'étude de leur comportement s'avère indispensable non seulement en basses, mais également en hautes et très hautes fréquences. En conséquence, diverses études ont été développées dans ce domaine étant donné l'importance des systèmes de mise à la terre en termes de protection. En effet, dans la littérature, plusieurs techniques numériques ont été développées pour étudier le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre soumis à des coups de foudre. De telles techniques consistent principalement en la théorie des lignes de transmission (e.g., [11]), l'approche des circuits (e.g., [12]) et l'approche du flux électromagnétique (e.g., [13]). Des approches hybrides ont également été élaborées (e.g., [14]).

Par ailleurs, certaines investigations se sont concentrées sur l'effet de l'ionisation du sol entourant les électrodes de mise à la terre [15–18] ou sur l'impact du couplage mutuel entre conducteurs [19]. D'autres chercheurs ont analysé simultanément ces deux effets en appliquant la théorie des circuits (e.g., [8]) ou la combinaison d'une approche électromagnétique avec celle des circuits (e.g., [20]). La dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol a été traitée par certains chercheurs (e.g., [21–23]). L'impact de cette dépendance sur le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre a fait l'objet de plusieurs études (e.g., [6, 7, 24]). A cet effet, différentes expressions empiriques ont été proposées. Cavka et al. [7] ont montré que des résultats obtenus par les modèles de Scott [21], Smith-Longmire [22], Messier [23] et Visacro-Alipio [6] sont globalement similaires.

Dans les travaux susmentionnés, les systèmes de terre sont considérés installés dans des sols homogènes. Pour s'approcher de la réalité, d'autres chercheurs (e.g., [25]) ont développé un modèle simplifié pour prédire le comportement transitoire des électrodes soumises à un courant de foudre et enfouies dans un sol à deux couches. Les résultats ainsi trouvés ont été comparés à ceux expérimentaux. Une bonne concordance a été obtenue uniquement pour des sols de faibles conductivités ; une telle simplification n'est pas valable pour les sols de fortes résistivités. Il est à noter que dans les travaux suscités, les auteurs ont incorporé individuellement ou partiellement les liens dus à l'ionisation dans le sol, à la dépendance en fréquence des paramètres électriques (résistivité et permittivité) du sol, au couplage mutuel entre les conducteurs et à la non-uniformité du sol.

Intitulée "Impact des transitoires de foudre et de manœuvres sur le comportement des systèmes de mise à la terre. Application aux fermes éoliennes", la présente thèse s'inscrit dans la continuité des travaux de recherche développés, dans ce domaine, au sein de notre Laboratoire de Recherche en Électrotechnique (LRE). Ainsi, dans une première partie, notre investigation tend à décrire une méthode de calcul numérique pour analyser le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre soumis à des courants impulsionnels ; il s'agit de l'approche des lignes de transmission. Les travaux de recherche entrepris consistent à modéliser le comportement transitoire, dans le domaine temporel, des systèmes de mise à la terre suite à l'injection d'un courant impulsionnel de foudre ou de manœuvre. Plusieurs formes, amplitudes et fréquences des courants impulsionnels ont été considérées. Nous nous sommes intéressés, plus particulièrement, à la détermination de la répartition du potentiel transitoire, la distribution du courant transitoire ainsi que d'estimer l'impédance transitoire et celle impulsionnelle du système de terre. Nous avons considéré différentes formes des systèmes de terre (électrodes verticales et horizontales, grilles avec ou sans piquets, ... etc.) enterrés dans un sol magnétique homogène (uniforme) ou stratifié en deux couches. Les effets de l'ionisation du sol, de la dépendance en fréquence des paramètres électriques (résistivité et permittivité) du sol et du couplage mutuel ont été simultanément incorporés. En pratique, de nombreux algorithmes ont été établis sous environnement MATLAB. La validation est effectuée en comparant nos résultats à ceux rapportés dans la littérature.

Des applications quant au comportement transitoire des électrodes horizontales enfouies dans un sol uniforme ou stratifié à deux couches sont présentées. Une analyse paramétrique est effectuée. Des expressions mathématiques relatives à la longueur effective des électrodes sont proposées. Comme exploitation, nous avons étudié la réponse transitoire des systèmes de mise à la terre de parcs éoliens.

Ainsi, ce manuscrit est structuré en quatre chapitres distincts. Le premier chapitre est consacré à des généralités sur la modélisation des systèmes de mise à la terre soumis à des surtensions de foudre et de manœuvres. Un aperçu général sur les risques de telles surtensions est y présenté. Les différentes approches ainsi que les plus populaires codes

de calcul habituellement utilisés y sont également exposés.

Basée sur l'approche des lignes de transmission, une modélisation des systèmes de terre est proposée dans le deuxième chapitre. L'objectif est d'évaluer la réponse transitoire (potentiel, courant et impédance transitoires et impédance impulsionnelle) de tels systèmes, enfouis dans un sol amagnétique homogène ou stratifié en deux couches. Les effets liés à l'ionisation du sol, au couplage mutuel et à la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol sont incorporés. La validation est effectuée en comparant nos résultats à ceux expérimentaux obtenus par [17, 18] lors de l'utilisation des électrodes verticales et horizontales et une grille de terre avec piquets.

Le troisième chapitre est dédié principalement à l'étude de quelques exemples d'application en analysant le comportement transitoire des électrodes horizontales de terre enfouies dans un sol uniforme ou stratifié à deux couches. Dans le cas du sol stratifié, l'influence de la variation de la profondeur de la couche supérieure et celle des résistivités des deux couches sur l'impédance impulsionnelle sont étudiées. Par suite, une méthode pratique permettant de définir et d'estimer la longueur effective des électrodes horizontales de terre est proposée. Une analyse paramétrique est effectuée en vue de déterminer les paramètres les plus prépondérants influençant la longueur effective. Sur la base de cette analyse, des expressions mathématiques relatives à la longueur effective sont proposés. Les résultats ainsi obtenus sont confrontés à ceux rapportées dans la littérature [26, 27].

Le quatrième chapitre est réservé à l'exploitation des modèles ainsi élaborés. Pour cela, nous avons étudié le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre de plusieurs fermes éoliennes. Ces systèmes sont enfouis dans des sols uniformes. L'effet de l'interconnexion de ces systèmes sur leurs comportements ainsi que celui du point d'injection du courant de décharges de foudre simples et multiples sont étudiés. Ce travail fournit de nouvelles perspectives afin d'en extraire des pratiques permettant d'améliorer la protection contre la foudre dans les parcs éoliens.

Nous terminons par une conclusion générale représentant une synthèse globale de notre étude.

# Chapitre 1

## Aperçu sur les Systèmes de Terre

---

**C**E chapitre porte sur la modélisation des systèmes de mise à la terre (SMLT) soumis aux transitoires de foudre ou de manœuvre. Les risques des surtensions transitoires ainsi que l'utilité des systèmes de mise à la terre en matière de protection sont d'abord présentés. Les comportements des systèmes de mise à la terre sont traités en deux parties distinctes dépendant de la fréquence. La première partie correspondant aux basses fréquences englobe les caractérisations électrique (consiste en la résistivité) et physico-chimiques (teneur en eau, pH, densité du complexe argilo-humique, . . . etc.), le choix de la section des conducteurs, le calcul de tension de pas et celle de contact ainsi que le calcul de la résistance des systèmes de terre. Dans la deuxième partie, un aperçu sur les différentes approches habituellement utilisées pour ce type d'analyse en hautes fréquences est présenté. Finalement, les plus populaires codes et techniques de calculs de l'impédance et de la réponse transitoire des systèmes de terre y sont également exposés.

---

---

<b>1.1</b>	<b>Utilité des Systèmes de Mise à la Terre . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>1.2</b>	<b>Systèmes de Mise à la Terre en Basses Fréquences . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>1.3</b>	<b>Système de Mise à la Terre en Hautes Fréquences . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>1.4</b>	<b>Conclusion . . . . .</b>	<b>37</b>

---

### 1.1 Utilité des Systèmes de Mise à la Terre

En général, les transitoires les plus courants enregistrés dans les installations électriques résultent des décharges de foudre, des commutations dans les réseaux électriques, de la commutation de charges locales et de la tension résiduelle. En conséquence, divers dispositifs de protection correctement dimensionnés doivent être intégrés dans chaque réseau électrique. Ces dispositifs surveillent en permanence l'état électrique de tous les éléments électriques du réseau (conducteurs, transformateurs, machines, . . . etc.) et les mettent hors tension lorsque ces éléments sont le siège de perturbations indésirables. Les objectifs des dispositifs de protection sont multiples [28] :

- Participer à la protection des personnes contre les électrocutions,
- Éviter les détériorations des éléments du réseau (installations, postes, . . . etc.),
- Limiter les contraintes thermiques, diélectriques et mécaniques auxquelles sont soumis ces éléments pour éviter les détériorations du matériel,
- Préserver la stabilité et la continuité de service du réseau électrique,
- Protéger les installations voisines (réduire les tensions induites, . . . etc.).

Pour atteindre ces objectifs, le système de protection doit être à la fois rapide, sélectif, fiable et sensible [29]. Cependant, la protection ne peut en aucun cas empêcher toutes

les perturbations ; elle ne peut que limiter leurs effets et leur durée [30]. En général, la sécurité et la disponibilité de l'alimentation en énergie électrique de la protection est compromise par son coût de conception [29] ; une étude technico-économique s'avère nécessaire lors d'un choix judicieux de la protection.

### 1.1.1 Risques des Transitoires de Foudre et de Manœuvres

Les décharges de foudre de type nuage-sol (Fig. 1.1) entraînent toujours le passage de courants intenses vers la terre, à travers, parfois, les éléments naturels (tels que des arbres) ou artificiels (des structures d'un bâtiment, les éoliennes, ... etc.). Les surtensions de foudre proviennent, en fait, soit d'un impact direct ou bien par un influence électrostatique (ou électromagnétique) [31].



**Figure 1.1** – Décharge de foudre observée à Biskra en 2015 (à  $\sim 7km$  du point d'impact)

Le phénomène physique de la foudre correspond à une source de courant impulsionnel avec une forme d'onde réelle est très variable (ondulée). L'amplitude du courant est de l'ordre de quelques  $kA$  à  $250kA$  ainsi que la température du canal est de  $15\,000^{\circ}C$  à  $20000^{\circ}C$  d'où il résulte l'effet lumineux de la foudre [32]. L'onde du courant a un front de montée jusqu'à l'amplitude maximale, de quelques microsecondes à  $20\mu s$ , suivi d'une queue de décroissance de quelques dizaines de microsecondes. Le domaine spectral associé à la décharge atmosphérique de foudre s'étend dans une bande de fréquence de quelques  $kHz$  à plusieurs  $MHz$  [33].

Les effets du coup de foudre direct se produisent par conduction du courant de foudre dans les éléments plus ou moins conducteurs en provoquant l'électrocution de personnes ou bien la défaillance des équipements [34]. Ce type de décharges entraîne facilement une mise à feu lorsque la durée du processus est relativement importante [35]. En outre, les effets du coup de foudre indirect sont générés par des surtensions transitoires dus à la conduction du courant de foudre dans un équipement électrique ou dans une structure métallique située à proximité du point d'impact. De telles surtensions peuvent perturber le fonctionnement des équipements électriques et de télécommunication [36].

Les surtensions de manœuvres, dites aussi à front lent, proviennent essentiellement de l'enclenchement ou du déclenchement des disjoncteurs dans un système électrique ainsi que par les phénomènes de résonance et de ferrorésonance [37]. En général, les surtensions de manœuvres sont plus faibles, en amplitudes, que celles d'origine atmosphérique [38].

La protection contre les transitoires de la foudre et de manœuvre est une nécessité dans les installations électriques. Cette protection dépend de la nature (foudre ou manœuvre) et des paramètres (amplitude, forme, durée,  $\dots$  etc.) de la surtension ainsi que de la taille et les caractéristiques du système électrique à protéger [31, 39]. Afin d'éviter les effets indésirables engendrés par ces surtensions, différentes topologies et procédures de protection sont proposées dans ce domaine [38] dont certaines sont présentées dans la section suivante.

### 1.1.2 Protection Contre la Foudre

Dans les applications liées à la foudre, la fonction principale d'un système de protection est de fournir un chemin à faible impédance pour l'écoulement des courants de foudre vers le sol [40]. Pour des raisons de sécurité (qui seront discutées dans la prochaine section), les systèmes de protection contre la foudre doivent réagir contre les potentiels électriques développés à la surface du sol autour du point d'injection du courant. La figure 1.2 montre les configurations basiques utilisées pour la protection contre la foudre.

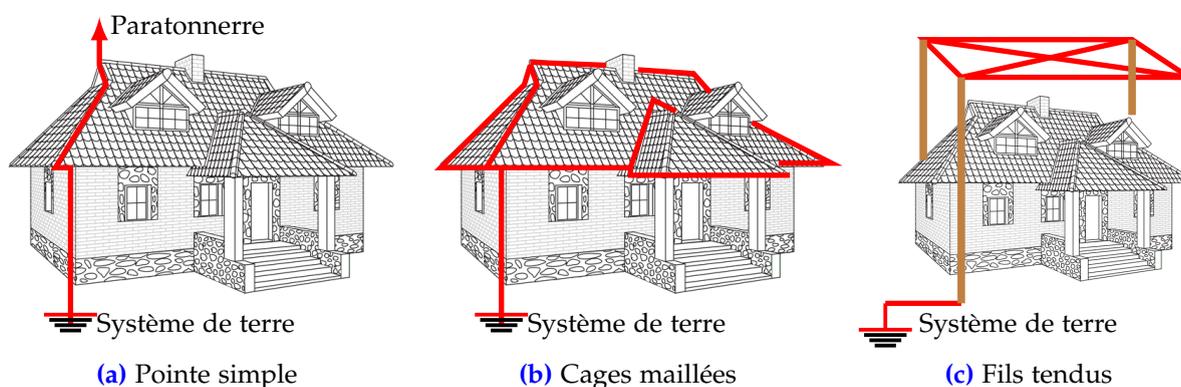


Figure 1.2 – Systèmes de protection contre la foudre

En fait, la protection est destinée à capter, canaliser puis écouler le courant de foudre vers le sol. Pour capter ou attirer la foudre, on utilise des paratonnerres. Ces derniers consistent généralement en des tiges verticales (i.e., tige de Franklin), tiges à dispositif d'amorçage, conducteurs horizontaux ou paratonnerres à cage [41]. Lors d'un coup de foudre, le courant capté par le paratonnerre est canalisé par un conducteur vers le sol. En se basant sur le même principe, la protection du réseau de transport d'énergie contre la foudre est réalisée via un câble de garde relié à une grille de mise à la terre à travers des conducteurs attachés aux pylônes, comme indiqué sur la figure 1.3.

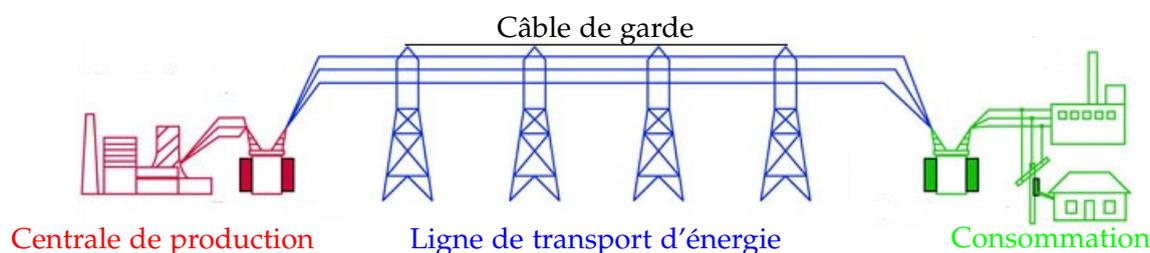


Figure 1.3 – Câble de garde de protection des lignes de transport contre la foudre

Lorsqu'un coup de foudre frappe les conducteurs de la ligne de transport ou de distribution, une surtension se propage le long des conducteurs et se transmet éventuellement

jusqu'aux appareils situés en amont ou en aval. Dans ce cas, on utilise les éclateurs et les parafoudres (Fig. 1.4) pour protéger les systèmes électriques de ces effets indirects de la foudre. Les éclateurs installés le long de la ligne et les parafoudres installés en amont des transformateurs participent à l'écoulement de ce courant vers la terre.

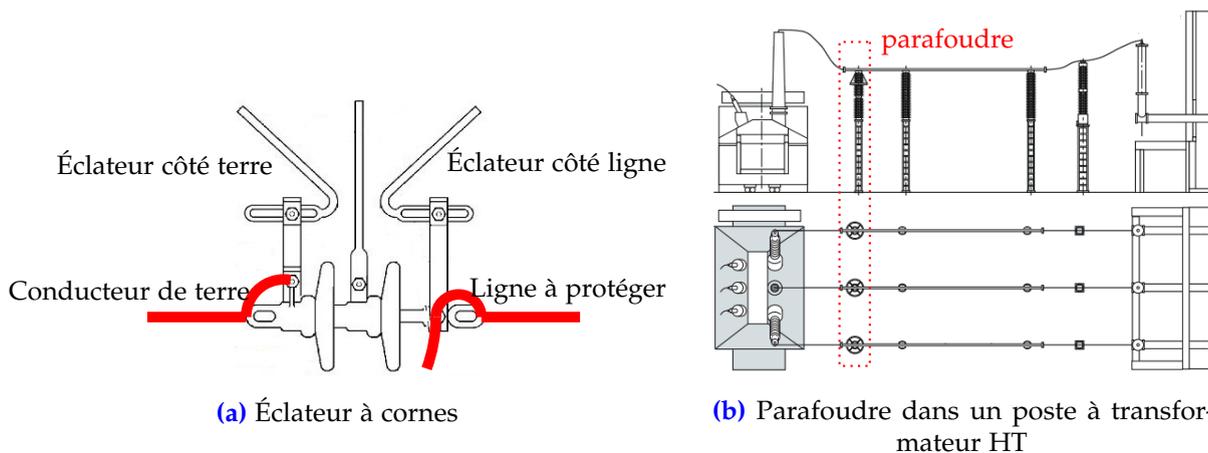


Figure 1.4 – Représentation des systèmes de protection sur une ligne de haute tension HT

Les éclateurs et les parafoudres relient les conducteurs actifs de la ligne au sol via le système de mise à la terre. Les éclateurs sont constitués en général de deux électrodes face à face séparées par un milieu diélectrique qui peut être l'air ambiant (pour les éclateurs à air). L'une des électrodes est reliée au conducteur à protéger et l'autre à la terre. La norme IEEE 665-2000 [2] comporte toutes les indications et informations quant à l'utilisation des différents types des éclateurs (à air, à gaz, ... etc.), leur réglage ainsi que leurs caractéristiques.

### 1.1.3 Protection Contre les Transitoires de Manœuvres

Une surtension de manœuvre est une impulsion ou une onde de tension qui se superpose à la tension nominale du réseau. Elle est caractérisée par un temps de montée de l'ordre de microseconde avec un pic de tension transitoire de plusieurs kilovolts (dépendant de la puissance du système) [28]. Généralement, ces surtensions se régénèrent durant les commutations (ouverture et fermeture d'un circuit électrique) et affectent les appareillages électriques connectés en engendrant des risques de dysfonctionnement, voire la destruction du matériel pouvant amener à la discontinuité du service. Pour protéger les appareils de ce type de surtensions, on peut utiliser des parafoudres ainsi que des transformateurs à tension constante comme indiqué sur la figure 1.5.

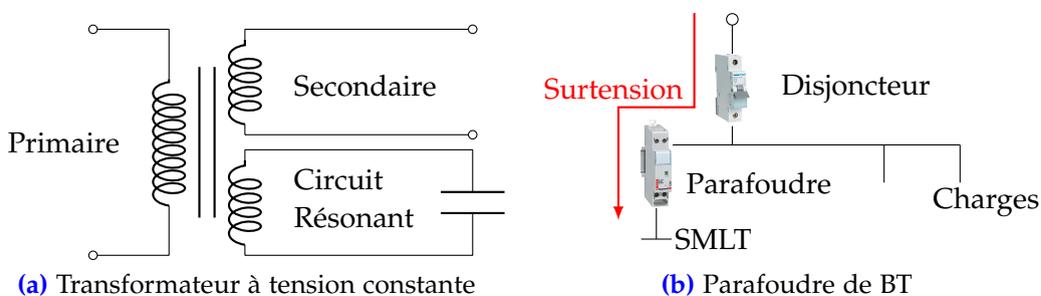


Figure 1.5 – Système de protection contre les surtensions de manœuvres

Selon la norme IEEE 449-1990 [42], la meilleure protection consiste en l'utilisation du transformateur à tension constante (CVT). Outre les enroulements du primaire et secondaire, le CVT comporte un circuit magnétique spécial et un autre LC-résonnant. Son rôle est de neutraliser les surtensions ainsi que les bruits de la tension. Le niveau de protection peut être augmenté en rajoutant des fusibles de protection, des disjoncteurs ou des parafoudres. Le CVT étant onéreux, il est généralement utilisé pour la protection des équipements sensibles tels que les ordinateurs. Par ailleurs, les éléments métalliques des équipements électriques qui ne sont pas normalement sous tension, sont reliés à la terre afin de protéger les usagers [43].

En électronique, on utilise également la diode Zener, la diode Trisil, la varistance à oxyde métallique (Gemov, Siov), les circuits RC (résistance-condensateur), l'éclateur à gaz, ... etc. [29].

### 1.1.4 Systèmes de Mise à la Terre en Matière de Protection

Lors d'un défaut à la terre dans un ouvrage énergétique ou sur une ligne de transport d'énergie, le courant de défaut s'écoule dans le sol à travers le système de mise à la terre (SMLT), ce qui fait monter le potentiel local du sol. Les systèmes non reliés à la terre produisent des surtensions plus importantes en cas de défaut [29]. L'importance de la conception des SMLTs des lignes de transport d'énergie et des postes de transformation provient de la nécessité de limiter les surtensions nuisibles aux appareils avoisinants et potentiellement dangereuses pour les individus, de réduire les coûts associés, de protéger les biens (matériel) et d'améliorer la qualité de service.

En effet, les systèmes de mise à la terre jouent un rôle important dans la protection des personnes et des installations électriques, puisqu'ils permettent d'écouler des courants atmosphérique (de foudre) et ceux des défauts vers la terre. En outre, ils sont utilisés pour éviter les élévations dangereuses des potentiels de terre. La figure 1.6 montre l'emplacement des systèmes de mise à la terre le long de toute la chaîne depuis de la production jusqu'à la consommation de l'énergie électrique.

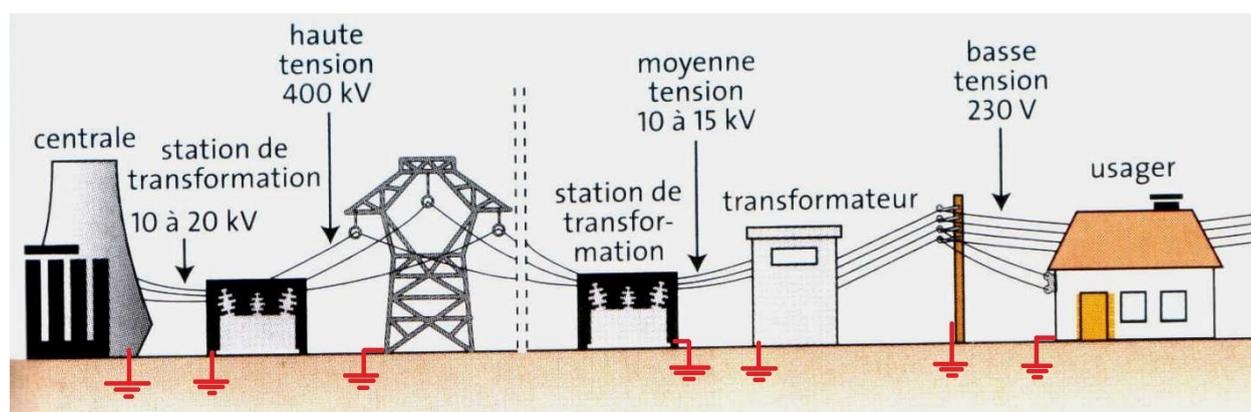


Figure 1.6 – Emplacement des SMLTs dans la chaîne production-consommation de l'électricité

Le choix des systèmes de mise à la terre dépend étroitement du type de réseau (BT, MT ou HT) et des contraintes intrinsèques engendrées par la construction de celui-ci. En fonction des pays, du type de construction et des exigences normatives, il existe différentes méthodes pour réaliser un système de mise à la terre. Ce dernier peut se présenter sous forme de boucle, feuille ou câble noyé dans le béton, plaque, piquets ou tubes et grille ou réseau maillé comme illustré sur la figure 1.7. A titre d'exemple, les

réseaux maillés avec piquets sont utilisés dans les postes de transformation. La taille dépend étroitement de la surface totale de la construction, allant jusqu'à 40m x 40m.

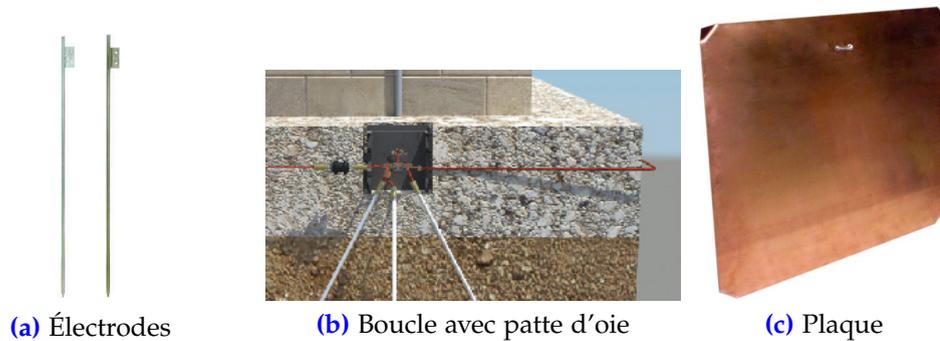


Figure 1.7 – Différentes configurations des systèmes de mise à la terre [44]

La présence d'eau et de sels dans les sols est souvent à l'origine d'une importante corrosion au niveau des systèmes de terre et de leurs bornes. De ce fait, il faut faire une vérification de l'installation de mise à la terre au moins une fois par an. La protection des électrodes de terre contre la corrosion est assurée par une couche de zinc recouvrant l'électrode fabriquée en cuivre ou en acier. Généralement, les défauts affectant les réseaux de mise à la terre peuvent être dus à l'agression mécanique (coup de pioche ou de pelleuse), à la corrosion ou au vieillissement. En plus, l'écoulement du courant ayant des conséquences thermiques destructives sur la structure de mise à la terre (décomposition, fusion, ... etc.) [45].

## 1.2 Systèmes de Mise à la Terre en Basses Fréquences

Généralement, un système de mise à la terre est constitué des fils métalliques de différentes structures géométriques telles que des électrodes horizontales ou verticales, des conducteur annulaires, des grilles ou encore une combinaison appropriée de ces structures [3]. La figure 1.8 présente les différentes structures de base utilisées dans la conception des systèmes de mise à la terre.

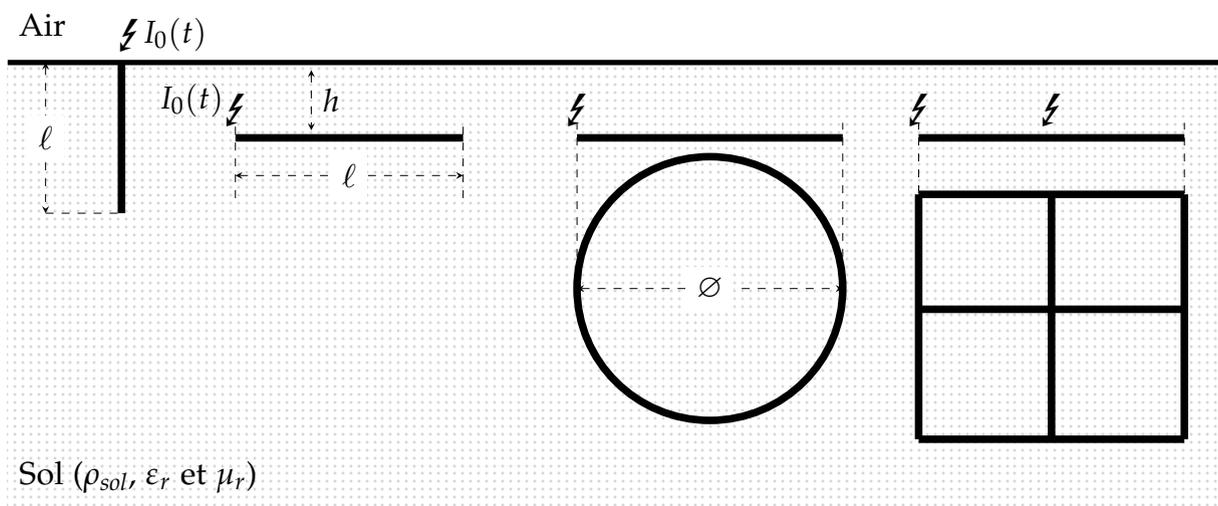


Figure 1.8 – Structures de base des SMLTs;  $I_0(t)$  étant le courant injecté,  $\ell$  la longueur de l'électrode,  $\Phi$  le diamètre du conducteur annulaire et  $h$  la profondeur d'enfouissement

A titre d'exemple, l'électrode horizontale est un conducteur enfoui dans le sol à une profondeur allant jusqu'à 1m [46]. Elle peut être utilisée quand les couches profondes de la terre ont une structure rocheuse, où il est difficile d'installer une électrode de terre verticale [46]. Cependant, l'électrode de terre verticale est une broche, une barre ou un piquet enfoncé dans le sol. Il est certain que cette forme de raccordement à la terre est économique étant donné qu'elle ne nécessite pas de travaux de terrassement. Un autre avantage qu'on peut rajouter est qu'elle permet d'atteindre les couches plus profondes et plus humides du sol.

Habituellement, un système de terre établit un chemin de faible résistance vers le sol. Celle-ci (appelée également résistance de dispersion) est la résistance entre le système de terre et le sol qui l'entoure. Elle est principalement composée de trois parties ; la résistance de l'électrode lui-même en tant que matériau, la résistance de contact électrode-sol ainsi que celle du sol entourant l'électrode [4]. Les propriétés électriques d'un système de mise à la terre dépendent essentiellement de plusieurs facteurs comprenant principalement la configuration géométrique du système en question et les propriétés électriques du sol.

### 1.2.1 Caractérisation du Sol

La résistance d'un système de terre et la répartition du potentiel dans le sol dépendent des caractéristiques électriques du terrain [4]. C'est pourquoi la conception du système de terre d'une installation électrique doit débuter par une étude de la nature du sol dans lequel il sera installé. La figure 1.9 présente la composition typique du sol à l'échelle microscopique. Cette figure montre que le sol est un système complexe du fait qu'il est constitué des composantes solides (i.e., représentent la structure de base composée des minéraux ainsi que des substances organiques), liquides (sous forme de solutions aqueuses en général) et gazeuses (correspondant généralement à l'air contenu entre les particules solides).

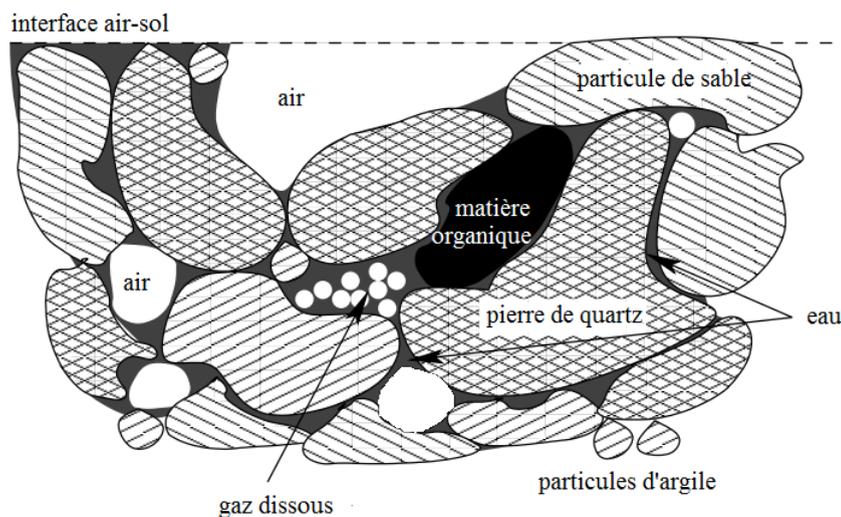


Figure 1.9 – Représentation de la composition typique du sol à l'échelle microscopique

En pratique, il est rare que les différentes composantes du sol soient réparties uniformément pour un volume donné [4]. En effet, la structure du sol est stratifiée et présente une anisotropie et les couches peuvent avoir différents pendages où les caractéristiques électromagnétiques d'un sol donné peuvent avoir des valeurs différentes selon le sens de la mesure [47]. Pour le cas le plus simple d'un sol homogène, trois paramètres peuvent exprimer les caractéristiques électriques de ce milieu. Il s'agit de la perméabilité  $\mu$ , la

permittivité  $\varepsilon$  et la résistivité  $\rho$ . La perméabilité du sol peut être considérée comme égale à la perméabilité en espace libre dans la plupart des problèmes de propagation, de sorte que la permittivité et la conductivité suffisent pour caractériser le sol. D'autre part, la caractérisation physico-chimique permet de choisir le matériau à utiliser puisque le système de terre doit résister à la corrosion (i.e., avoir une longue durée de vie). Ce matériau doit être aussi compatible avec les autres conducteurs enterrés et connectés à l'installation électrique [47]. De ce fait, une bonne connaissance du profil du sol conduit à choisir la disposition des conducteurs de terre pour une meilleure conception d'un réseau de terre.

### 1.2.1.1 Mesure de la Résistivité du Sol

Les essais de résistivité du sol constituent une étape très importante dans la conception des installations de mise à la terre. La mesure de la résistivité du sol se fait avant l'installation du système de mise à la terre. Pour ce faire, différentes méthodes sont utilisées. Nous citons, entre autres, la méthode de Wenner, celle de Schlumberger et celle des Trois Piquets, dont les schémas de mesures sont présentés respectivement sur les figures 1.10(a), 1.10(b) et 1.10(c) [48].

Dans les deux premières méthodes, le principe de mesure consiste à utiliser quatre électrodes alignées. Entre les deux électrodes extrêmes  $E1$  et  $E2$  (appelées électrodes de courant), on injecte un courant  $I$ , puis on mesure la tension  $V$  entre les deux électrodes centrales  $E3$  et  $E4$  (appelées électrodes de potentiel). Le rapport tension-courant ( $V/I$ ) présente la résistance  $R$ . La valeur correspondante, indiquée par le telluromètre<sup>1</sup> à quatre bornes [4], permet de calculer la résistivité ( $\rho$ ) du sol.

- **Méthode de Wenner** : Étant donné que la méthode utilise quatre électrodes équidistantes (distance  $D$  entre chaque deux électrodes), l'expression simplifiée de la résistivité du sol au point situé sous le point  $O$  sur la figure 1.10(a), à une profondeur  $h = 3D/4$ , est donnée par [4] :

$$\rho = 2\pi DR \quad (1.1)$$

Pour un cas plus général où les électrodes sont enfouies à une profondeur quelconque  $h$  dans le sol, la résistivité peut s'écrire comme suit [4] :

$$\rho = \frac{4\pi DR}{1 + \frac{2D}{\sqrt{D^2 + 4h^2}} - \frac{D}{\sqrt{D^2 + h^2}}} \quad (1.2)$$

- **Méthode de Schlumberger** : Cette méthode est basée sur le même principe de celle de Wenner sauf que le positionnement des électrodes est différent ; la distance entre les deux piquets extérieurs est  $2D'$  et celle entre les deux piquets intérieurs est  $D$ . Dans ce cas, la résistivité du sol est déterminée par la formule suivante [4] :

$$\rho = \frac{\pi R}{4} \left\{ \left( D'^2 - \frac{D^2}{2} \right) \right\} \quad (1.3)$$

La méthode de Schlumberger permet de réduire considérablement le temps de mesure, notamment si on désire réaliser plusieurs tests de résistivité. En effet, seules les deux électrodes extérieures doivent être déplacées contrairement à la méthode de Wenner.

La troisième méthode de mesure, comme le montre la figure 1.10(c), repose sur trois

1. Un telluromètre est un instrument de mesure de la résistance des systèmes de terre.

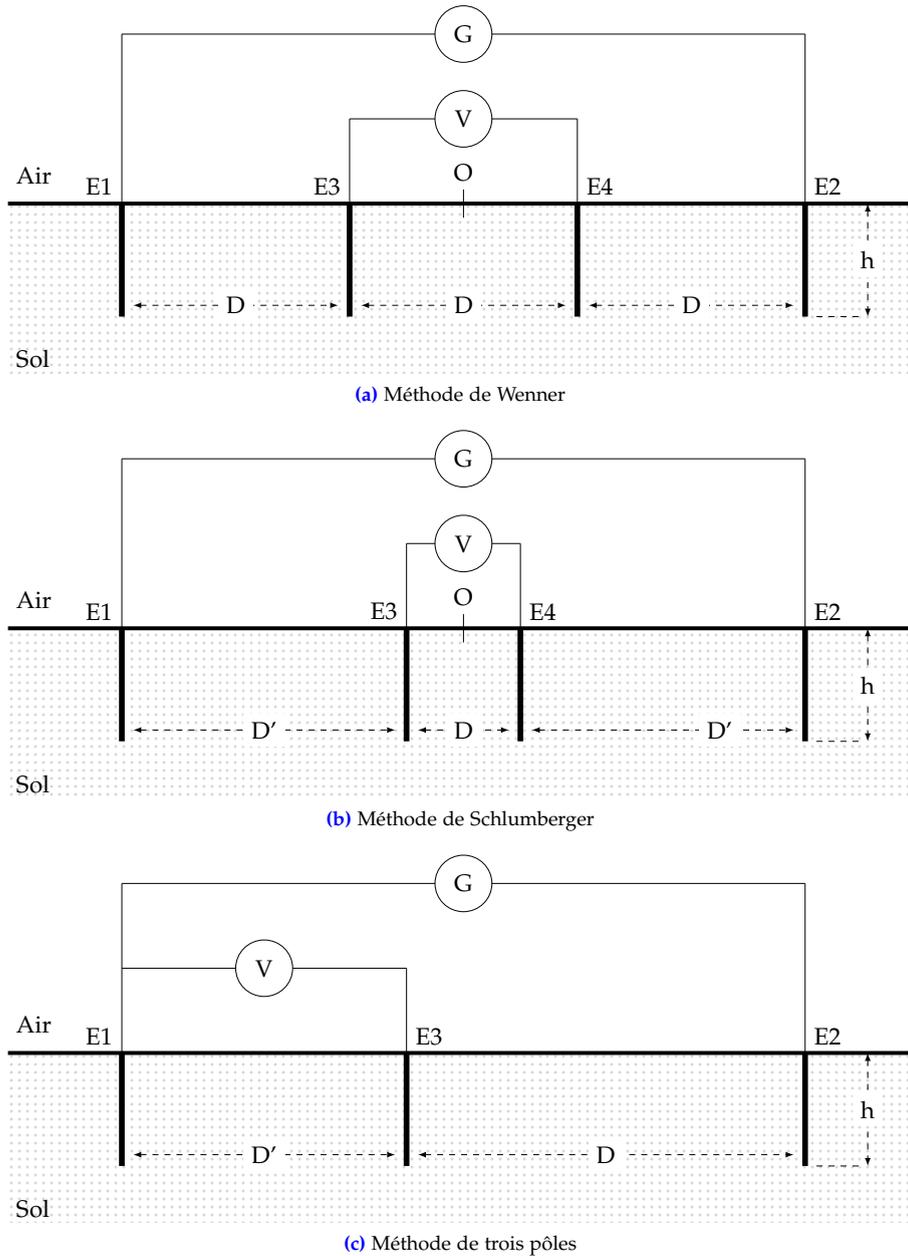


Figure 1.10 – Schémas de mesure de la résistivité du sol

électrodes  $E1$ ,  $E2$  et  $E3$ . Un voltmètre est utilisé pour mesurer la différence de potentiel entre  $E1$  et  $E3$  et un ampèremètre pour mesurer le courant circulant entre les piquets de terre  $E1$  et  $E2$ . Dans cette méthode de mesure, l'électrode de tension,  $E3$ , doit être située entre les deux électrodes  $E1$  et  $E2$  selon la règle des 62%. Cette règle, qui consiste à placer l'électrode  $E3$  de tension à 62% de la distance totale  $\overline{E1E2}$ , permet de réaliser une mesure assez précise [48]. Autres références indiquent que la distance par rapport à la première électrode doit être deux fois plus grande (e.g., [4, 48]). Conformément à la loi d'Ohm, on calcule la résistance  $R$  puis on déduit la résistivité du sol à partir de la formule suivante [4] :

$$\rho = R.2\pi D \left( \frac{D + D'}{D'} \right) \tag{1.4}$$

Il est à noter que le modèle de sol le plus simple suppose une seule couche homogène de

profondeur infinie. Cette représentation à une seule couche est généralement considérée comme trop simpliste. En revanche, une représentation plus réaliste est suggérée en augmentant le nombre de couches [48]. En général, la couche supérieure présente une résistivité supérieure à celle des couches inférieures en raison de la teneur en eau croissante avec la profondeur [36].

### 1.2.1.2 Caractérisation Physico-chimique du Sol

L'analyse des sols est un procédé complexe à cause de la multiplicité des paramètres qui interviennent simultanément dans ce processus. À cette fin, un arsenal de méthodes physico-chimiques normalisées est mis au point pour mesurer de tels paramètres [49]. Ces derniers consistent, entre autres, en la granulométrie, la porosité (en pourcentage des vides dans le sol), l'humidité, le pH, les nitrates, le phosphore, ... etc.

L'information recueillie permet de choisir un matériau conducteur compatible avec la nature du sol, en tenant compte de sa stabilité thermique, sa résistivité contre la corrosion dans le sol, sa performance conductrice et bien sûr son coût. Les principaux matériaux utilisés dans ce domaine sont présentés sur la figure 1.11.



**Figure 1.11** – Principaux matériaux utilisés dans la conception des SMLT [44]

- Des barres ou des fils en cuivre sont utilisées pour les systèmes de mise à la terre. Au près de sa bonne conductivité, le cuivre est un matériau qui résiste à la corrosion lorsqu'on l'enfouit dans le sol [50].
- La résistance de l'aluminium est bonne dans des environnements contenant des faibles concentrations de sulfure et de chlore. Pour des sols à fortes concentrations de sulfure et de chlore, l'aluminium pourrait être corrodé en perdant, partiellement ou totalement, ses propriétés de conduction. Pour remédier à cette défaillance, on utilise plutôt ses alliages [51].
- L'acier est généralement utilisé comme support, mais aussi comme conducteur dans le cas d'un système de mise à la terre. Sa conductivité est faible par rapport au cuivre et l'aluminium. Il peut être utilisé sous deux formes à savoir : (i) Acier galvanisé à chaud employé notamment dans le béton et en sol normal. Il peut être détruit par couplage galvanique avec le cuivre et encore, il peut être corrodé dans des sols argileux ou humides ; (ii) Acier inoxydable employé dans nombreux environnements [46].
- Le plomb peut être utilisé dans les systèmes de mise à la terre car il maintient ses caractéristiques électriques même placé dans des sols contenant des concentrations fortes de sulfure [4]. Le plomb peut être détruit par couplage galvanique avec le cuivre [4].

## 1.2.2 Calcul de la Résistance d'un Système de Terre

Plus la valeur de la résistance de terre est petite, plus le courant passera facilement à travers le système de terre. La résistance de terre dépend essentiellement de la forme géométrique du système, ses propriétés électriques ainsi que les caractéristiques du sol. Diverses expressions mathématiques, permettant de calculer la résistance de terre de différentes configurations, sont proposées dans la littérature dont certaines sont présentées dans la table 1.1 et obtenues dans le cas d'un sol uniforme.

**Table 1.1** – Résistance des systèmes usuels de mise à la terre [28, 30, 31]

Structure	Formule mathématique
Hémisphérique	$R = \frac{\rho}{2\pi r}$
Électrode Horizontale (EH)	$R = \frac{\rho}{\pi \ell} \left\{ \log \left( \frac{2\ell}{\sqrt{2rh}} \right) - 1 \right\}$
Deux EHs en parallèle	$R = \frac{\rho}{\pi \ell} \left\{ \log \left( \frac{2\ell}{\sqrt[4]{2rhDD'}} \right) - 1 \right\}$ où $D' = \sqrt{D^2 + 4h^2}$
Électrode Vertical (EV)	Relation de Rudenberg : $R = \frac{\rho}{2\pi \ell} \log \left( \frac{2\ell}{r} \right)$ Relation de Dwight-Sunde : $R = \frac{\rho}{2\pi \ell} \log \left( \frac{4\ell}{r} - 1 \right)$ Relation de Liew-Darveniza : $R = \frac{\rho}{2\pi \ell} \log \left( \frac{r + \ell}{r} \right)$
EVs en ligne droite	$R_{2\text{-piquets}} = R_{\text{piquet}} \left( \frac{1 + \alpha}{2} \right)$ où $\alpha = \frac{r_{eq}}{D}$ $R_{3\text{-piquets}} = R_{\text{piquet}} \left( \frac{1 + \alpha - 4\alpha^2}{2} \right)$ $R_{n\text{-piquets}} \approx \frac{1}{n} \left\{ \frac{\rho}{2\pi \ell} \log \left( \frac{4\ell}{r} \right) + \frac{\rho}{\pi} \left( \frac{1}{2} + \dots + \frac{1}{n} \right) \right\}$
EVs aux sommets d'un triangle équilatéral	$R_{3\text{-piquets}-\Delta} = R_{\text{piquet}} \left( \frac{1 + 2\alpha}{3} \right)$
Boucle enterrée	$R = \frac{\rho}{2\pi^2 p} \log \left( \frac{8p^2}{rh} \right)$

- $D$  est la distance entre les deux électrodes,
- $R_{\text{piquet}}$  est la résistance d'un seul piquet,  $R_{n\text{-piquet}}$  est la résistance de  $n$  piquets.

De nombreux de travaux ont été développés dans la littérature en vue de calculer la résistance de mise à la terre pour des systèmes plus complexes comprenant  $n$  électrodes identiques horizontales, quatre piquets sur les côtés d'un carré ainsi que les réseaux maillés (grilles sans ou avec piquets) [4, 28, 52].

La résistance de terre dépend étroitement de la section des conducteurs constituant le système de mise à la terre. La norme IEEE 80-2000 [52] permet d'estimer la section des conducteurs de descente ( $S_a$ ) et celle des conducteurs enterrés dans le sol ( $S_e$ ) de la manière suivante :

- Conducteurs de descente :

$$S_a = I_s \left\{ \ln \left( \frac{K_0 + T_m}{K_0 + T_a} \right) \left( \frac{TCAP \cdot 10^{-6}}{T_d \rho_c \alpha_c} \right) \right\}^{-0,5} \quad (1.5)$$

– Conducteurs enterrés dans le sol :

$$S_e = I_{kd} \left\{ \ln \left( \frac{K_0 + T_m}{K_0 + T_a} \right) \left( \frac{TCAP \cdot 10^{-6}}{T_d \rho_c \alpha_c} \right) \right\}^{-0,5}, \quad I_{kd} = K_d \times I_s \quad (1.6)$$

Les paramètres utilisés dans les expressions (1.5) et (1.6) sont donnés dans la table (1.2) (le cuivre a été cité comme exemple).

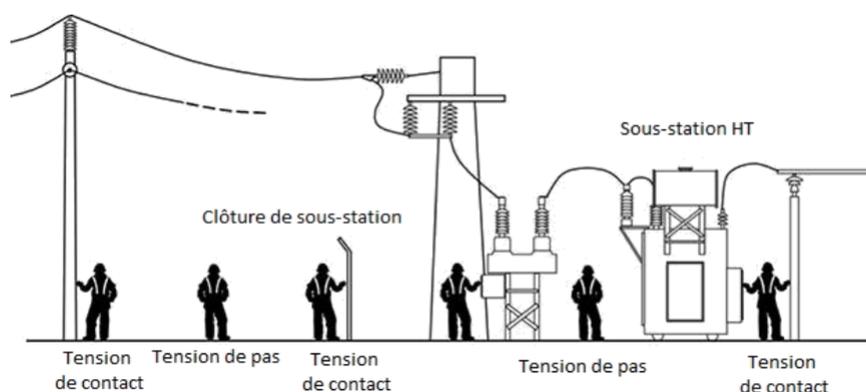
**Table 1.2** – Description des paramètres utilisés pour calculer les sections des conducteurs

Paramètre	Description	Cuivre
$I_s$	Courant de défaut estimé ou calculé	-
$K_d$	Coefficient de distribution	-
$I_{kd}$	Courant circulant dans les conducteurs enterrés	-
$T_m$	Température admissible dans le conducteur	400°C
$T_a$	Température ambiante	55°C
$\alpha_c$	Coefficient de résistivité thermique	0,00393
$\rho_c$	Résistivité du conducteur	1,72 $\mu\Omega/cm^3$
$K_0$	Constante de matière	234
$T_d$	Durée du défaut	-
$TCAP$	Facteur de capacité thermique	3,42 $J/cm^3/^\circ C$

Il convient de signaler qu'après le calcul de la section de chaque conducteur, on choisit des câbles standards disponibles sur le marché ayant une section proche de celle calculée.

### 1.2.3 Tensions de Pas et de Contact

Lors de la dissipation du courant de défaut dans le sol à travers le système de terre, une répartition du potentiel pourrait être générée sur la surface du sol. Une telle répartition joue un rôle important dans l'évaluation du degré de protection contre les surtensions électriques, puisqu'elle permet de déterminer la tension de pas et la tension de contact dans chaque position au niveau du site à protéger. La figure 1.12 montre une représentation compréhensive de la tension de pas et de la tension de contact possibles dans un poste de transformation de haute tension.



**Figure 1.12** – Représentation graphique pour les tensions de pas et de contact [53]

La tension de contact représente la tension existante entre la masse métallique d'un appareil électrique et la terre ou bien la tension à laquelle une personne est soumise

lorsqu'elle touche une masse métallique. D'après la norme IEEE 80-2000, la tension de contact doit être inférieure à la tension admissible pour le corps humain. Cette valeur, calculée pour une résistance moyenne du corps humain d'une valeur égale à  $1000\Omega$ , est donnée par la formule suivante :

$$V_{touch} = \frac{1000 + 1,5C_s\rho}{\sqrt{T_s}} \times 0,157 \quad (1.7)$$

De plus, le gradient du potentiel permet de connaître la tension de pas liée à la partie de l'élévation du potentiel de terre qui peut être appliquée à une personne ayant un pas de  $1\text{ m}$  lorsque le courant traverse le corps humain de pied à pied. Pour s'assurer que le réseau de terre est correctement conçu, la tension de pas calculée doit être inférieure à la tension de pas maximum admissible. Dans la norme IEEE 80-2000, cette tension doit être calculée par :

$$V_{touch} = \frac{1000 + 6C_s\rho}{\sqrt{T_s}} \times 0,157 \quad (1.8)$$

Dans les deux expressions (1.7) et (1.8),  $\rho$  est la résistivité de la surface du sol,  $T_s$  est la durée de choc du courant et  $C_s$  est un facteur de correction de résistivité déterminé graphiquement à l'aide de la figure 11 de la norme IEEE 80-2000.

## 1.3 Système de Mise à la Terre en Hautes Fréquences

L'étude du comportement transitoire des systèmes de mise à la terre est étroitement liée aux phénomènes électromagnétiques transitoires tels que la foudre, dont la gamme de fréquence est de quelques kHz à quelques MHz [32]. En basses fréquences, les électrodes sont modélisées par des résistances. Cette modélisation n'est plus valable en hautes fréquences, tenant compte du comportement réactif qui apparaît dans cette gamme de fréquence [26]. Lorsqu'un courant impulsionnel est injecté dans un système de mise à la terre, il y a une force électromotrice générée par la variation du champ magnétique, accompagnée par une dissipation du courant vers le sol engendrant une variation du champ électrique. Dans ce cas, les réponses des électrodes de terre excitées par des champs externes sont souvent évaluées sur la base de modèles d'excitation à onde plane [54]. En effet, une telle approximation n'est sensible que pour l'étude des interactions avec des objets de dimensions électriquement petites. Ce n'est pas le cas pour les systèmes de terre, car elles sont relativement longues par rapport à la longueur d'onde des champs externes générés par la foudre (i.e., la longueur d'onde minimale correspondant à la composante fréquentielle la plus élevée). À cette fin, les électrodes de terre doivent être analysées en les divisant en un grand nombre de petits segments élémentaires [36].

### 1.3.1 Principaux Modèles Analytiques

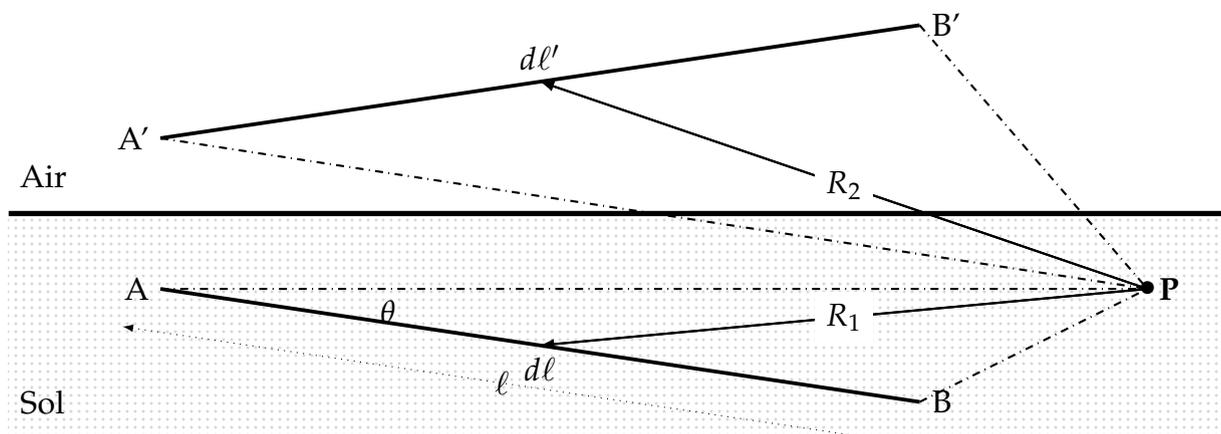
Dans la littérature, plusieurs méthodes ont été élaborées pour analyser le comportement des systèmes de mise à la terre. Les travaux de Bewley [55], développés en 1934, ont porté sur la réponse des systèmes de terre soumis à des transitoires de foudre. L'auteur s'est intéressé à évaluer, pour une tension appliquée donnée, l'impédance d'entrée au point d'injection du courant, et ce en utilisant la théorie de propagation d'onde et en assimilant l'électrode de terre à une ligne de transmission à pertes. Comme principal résultat, Bewley a constaté, qu'au cours du temps, l'impédance du système de terre diminue depuis sa valeur transitoire (très élevée) à celle mesurée en basses fréquences.

En 1936, Balsbaugh *et al.* [56] ont proposé l'utilisation des circuits équivalents pour simplifier la représentation et donc l'analyse des systèmes de terre. Le modèle de résistance a été modifié (i.e., amélioré) par Dwight en 1936 [57], puis par Sunde [58] en 1940 pour un certain nombre de configurations de terre. A l'aide des séries lentement convergentes basées sur l'analyse de Fourier, Bellaschi *et al.* [59–61] ont calculé analytiquement, entre 1941 et 1943, la tension transitoire au point d'impact lors de l'injection des impulsions de courant de différentes formes d'ondes.

Quelques années plu-tard, Rudenberg [12] et Annekov [62] ont considéré l'effet des paramètres électriques du sol sur la valeur de la résistance des systèmes de mise à la terre. Pour le même système étudié, la valeur de la résistance varie en fonction du type de sol. Par ailleurs, la distribution du courant n'est pas uniforme le long de l'électrode. Aussi, ces chercheurs ont rajouté une nouvelle composante à la résistance de terre, il s'agit de celle de contact avec le sol. Ils ont développé, en outre, des expressions permettant de calculer l'inductance, la capacitance ainsi que la conductance d'une simple électrode. Ils ont remarqué également que le nombre de chemins conducteurs a un effet considérable sur la diminution de l'impédance transitoire du système de terre.

En 1953, Harrison [63] a effectué des essais comparatifs sur le comportement des systèmes de terre sous courants alternatif et continu. Il a constaté que le flux de courant électrique est affecté par des composantes réactives de l'impédance de terre, ce qui valide les résultats de Belwley. Harrison a déduit que ces composantes réactives possèdent une impédance négative qui diminue avec l'augmentation de la fréquence de la tension appliquée. Quelques années après, soit en 1966, Kinyon [64] a complété les travaux de Harrison en étudiant l'influence de la variation saisonnière sur les caractéristiques électriques du sol et sur l'impédance du système de terre. Les paramètres les plus prépondérants affectant le comportement des systèmes de terre consistent en la température et la teneur en eau du sol.

Autour des années de 1980, Heppe [65, 66], Verma-Mukhedkar [67], Gupta-Thapar [27] et Velazquez-Mukhedkar [68] ont traité, à travers des formules analytiques, l'impédance des systèmes de terre, la tension de pas et celle de contact pour fournir une bonne protection des personnes ainsi que des équipements lors d'un courant de défaut. Basé sur ces travaux, Kouteynikoff [69] a proposé une nouvelle méthode analytique pour déterminer l'impédance des systèmes de terre. Cette méthode consiste à déterminer le potentiel au point quelconque  $P$  dans le sol comme illustré sur la figure 1.13.



**Figure 1.13** – Structures générale d'un conducteur ( $\ell$  étant sa longueur et  $r$  son rayon) enterré dans un sol homogène

La méthode est basée sur la distribution du courant dans le sol ainsi que les résistances propre (self) et mutuelle du système. Dans ses travaux, Kouteynikoff a constaté qu'un

courant dissipé dans le sol et son image induisent un potentiel au point  $P$  donné par :

$$V(P) = \frac{\rho_{sol}}{4\pi\ell} \left[ \underbrace{\int_0^\ell \frac{d\ell}{S}}_{\text{Self}} + \underbrace{\int_0^\ell \frac{d\ell}{S'}}_{\text{Mutuelle}} \right] \quad (1.9)$$

En se basant sur la géométrie donnée sur la figure 1.13, on obtient :

$$S = \sqrt{\ell^2 + R_1^2 - 2\ell R_1 \cos(\theta)} \quad (1.10)$$

et

$$\cos(\theta) = \frac{R_1^2 + \ell^2 - R_2^2}{2\ell R_1} \quad (1.11)$$

Le premier terme de l'expression (1.9) s'obtient par :

$$\int_0^\ell \frac{d\ell}{S} = \int_0^\ell \frac{d\ell}{\sqrt{\ell^2 + R_1^2 - 2\ell R_1 \cos(\theta)}} = \int_0^\ell \frac{d\ell}{\sqrt{(\ell - R_1 \cos(\theta))^2 + R_1^2 \sin^2(\theta)}} \quad (1.12)$$

A l'aide d'un changement de variable approprié, l'expression (1.12) devient :

$$\int_0^\ell \frac{d\ell}{S} = \log \left[ \frac{\ell - R_1 \cos(\theta) + \sqrt{R_1^2 + \ell^2 - 2\ell R_1 \cos(\theta)}}{R_1(1 - \cos(\theta))} \right] = \log \left[ \frac{\ell + R_2 - R_1 \cos(\theta)}{R_1(1 - \cos(\theta))} \right] \quad (1.13)$$

puisque

$$R_2 = \sqrt{\ell^2 + R_1^2 - 2\ell R_1 \cos(\theta)}$$

De la même manière, on trouve :

$$\int_0^\ell \frac{d\ell}{S'} = \log \left[ \frac{\ell - R'_1 \cos(\theta') + \sqrt{(R'_1)^2 + \ell^2 - 2\ell R'_1 \cos(\theta')}}{R'_1(1 - \cos(\theta'))} \right] = \log \left[ \frac{\ell + R'_2 - R'_1 \cos(\theta')}{R'_1(1 - \cos(\theta'))} \right] \quad (1.14)$$

En substituant (1.13) et (1.14) dans l'expression du potentiel au point  $P$ , l'expression (1.9) devient alors :

$$V(P) = \frac{\rho_{sol}}{4\pi\ell} \left\{ \log \left[ \frac{\ell + R_2 - R_1 \cos(\theta)}{R_1(1 - \cos(\theta))} \right] + \log \left[ \frac{\ell + R'_2 - R'_1 \cos(\theta')}{R'_1(1 - \cos(\theta'))} \right] \right\} \quad (1.15)$$

### 1.3.2 Principaux Modèles Numériques

Du point de vue théorique, chaque phénomène électromagnétique est décrit par les équations de Maxwell et par des conditions aux limites qui dépendent du problème en question. Très souvent, il est ardu de résoudre analytiquement ces équations en raison de leur complexité. Pour contourner cette difficulté, différentes approches numériques sont utilisées pour évaluer la réponse des systèmes de mise à la terre soumis aux courants tran-

sitoires ou de hautes fréquences. Chaque élément du système à étudier est représenté par un modèle numérique basé sur la connaissance de ses paramètres électro-géométriques. La validité du modèle et des résultats obtenus dépend de la rigueur du modèle en question, des hypothèses et des approximations adoptées dans le calcul. Les principales approches numériques les plus populaires utilisées dans ce domaine sont :

### 1.3.2.1 Approche du Flux Électromagnétique

Le calcul du champ électromagnétique rayonné ou bien induit par une onde électromagnétique est le formalisme le plus rigoureux basé sur la résolution des équations de Maxwell. Différentes techniques et méthodologies ont été utilisées dans ce contexte pour résoudre numériquement les équations de Maxwell sous leurs formes intégrale ou différentielle. Les équations de Maxwell peuvent être présentées par des champs électrique et magnétique ou par des potentiels ; scalaire et vecteur magnétique.

Les quatre équations de champs de vecteurs en un point spatial  $P$  dans le domaine temporel sont données selon les formes différentielle et intégrale par (1.16), où  $E(P, t)$  est l'intensité du champ électrique,  $H(P, t)$  est l'intensité du champ magnétique,  $D(P, t)$  est la densité du flux électrique,  $B(P, t)$  est la densité du flux magnétique.  $J(P, t)$  est la densité du courant électrique et  $\rho(P, t)$  est la densité de charges électriques dans volume.

$$\nabla \times \vec{E}(P, t) = -\frac{\partial \vec{B}(P, t)}{\partial t} \quad \text{ou} \quad \oint_{\ell} \vec{E}(P, t) \cdot d\vec{\ell} = -\int_S \frac{\partial \vec{B}(P, t)}{\partial t} \cdot d\vec{S} \quad (1.16a)$$

$$\nabla \times \vec{H}(P, t) = \vec{J}(P, t) + \frac{\partial \vec{D}(P, t)}{\partial t} \quad \text{ou} \quad \oint_{\ell} \vec{H}(P, t) \cdot d\vec{\ell} = \int_S \left( \vec{J}(P, t) + \frac{\partial \vec{D}(P, t)}{\partial t} \right) \cdot d\vec{S} \quad (1.16b)$$

$$\nabla \cdot \vec{D}(P, t) = \rho(P, t) \quad \text{ou} \quad \oint_S \vec{D}(P, t) \cdot d\vec{S} = \iiint_V \rho(P, t) dV \quad (1.16c)$$

$$\nabla \cdot \vec{B}(P, t) = 0 \quad \text{ou} \quad \oint_S \vec{B}(P, t) \cdot d\vec{S} = 0 \quad (1.16d)$$

**Méthode des Différences Finies :** En se basant sur les équations différentielles de Maxwell, les méthodes les plus utilisées sont la méthode des différences finies dans le domaine temporel (FDTD) et la méthode des éléments finis (FEM). La popularité de la méthode FDTD est très grande comparée à celle FEM. Les raisons les plus importantes sont sa simplicité de programmation et celle de son algorithme d'intégration numérique, en particulier pour un code FDTD tridimensionnel (3D) dans un laps de temps relativement court. La méthode FEM offre d'importants avantages par rapport à celle FDTD puisqu'elle offre une flexibilité dans la modélisation de géométries complexes.

Pour un système en coordonnées rectangulaires, l'équation suivante est utilisée :

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} = \epsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} + \vec{J} \quad (1.17)$$

A l'aide de la loi d'Ohm, l'expression (1.17) devient :

$$\nabla \times \vec{H} = \varepsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} + \sigma \vec{E} \quad (1.18)$$

En considérant l'équation de Maxwell entre l'intensité du champ électrique et le champ magnétique, on obtient :

$$\nabla \times \vec{E} = -\mu \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} \quad (1.19)$$

En discrétisant les expressions (1.18) et (1.19) dans le temps, les équations suivantes sont obtenues :

$$\nabla \times \vec{H} = \varepsilon \frac{\vec{E}^{\vec{n}} - \overleftarrow{E}^{n-1}}{\Delta t} + \sigma \frac{\vec{E}^{\vec{n}} + \overleftarrow{E}^{n-1}}{2} \quad (1.20a)$$

$$\nabla \times \vec{E} = -\mu \frac{\overrightarrow{H}^{n+1/2} - \overleftarrow{H}^{n-1/2}}{\Delta t} \quad (1.20b)$$

En réarrangeant l'expression (1.20), la relation entre l'intensité du champ électrique au moment  $n$  et au pas de temps précédent  $n - 1$  (respectivement l'intensité du champ magnétique au moment  $n + 1/2$  et au temps précédent  $n - 1/2$ ) est donnée par (1.21a) (respectivement par (1.21a)) :

$$\vec{E}^{\vec{n}} = \left( \frac{2\varepsilon - \sigma\Delta t}{2\varepsilon + \sigma\Delta t} \right) \overleftarrow{E}^{n-1} + \left( \frac{2\Delta t}{2\varepsilon + \sigma\Delta t} \right) \nabla \times \vec{H} \quad (1.21a)$$

$$\overrightarrow{H}^{n+1/2} = \overleftarrow{H}^{n-1/2} - \left( \frac{\Delta t}{\mu} \right) \nabla \times \vec{E} \quad (1.21b)$$

Enfin, les expressions approximatives de  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $E_z$ ,  $H_x$ ,  $H_y$ , et  $H_z$  dans l'espace peuvent être déduites en utilisant les expressions de différences finies donnant les équations FDTD de (1.21a) et (1.21a). Le détail de ces expressions approximatives a été présenté dans le guide de CIGRE (pages 33 et 34) [32].

Il est clair qu'une source de tension et qu'une source de courant sont facilement obtenues par interprétation de celles-ci en champs électromagnétiques du fait que la tension est liée à l'intensité du champ électrique et que le courant est lié à l'intensité du champ magnétique via les équations de Maxwell. A titre exemple, la formulation d'une source de tension dans la direction  $z$  est donnée comme suit :

$$\frac{V(n\Delta t)}{\Delta z} = E_z^{n-1} \left( i, j, k + \frac{1}{2} \right) \quad (1.22)$$

où

$$E_z^n \left( i, j, k + \frac{1}{2} \right) = E_z^{n-1} \left( i, j, k + \frac{1}{2} \right) + \frac{\Delta t}{\varepsilon} \nabla \times \overleftarrow{H}^{n-1/2} - \frac{\Delta t}{\varepsilon \Delta x \Delta y} I_e^{n-1/2}$$

Conformément au rapport technique de de CIGRE [32], les expressions quant aux sources de tension et de courant suivant les axes des  $x$  et celui des  $y$ , peuvent être obtenues de la même manière.

Pour que la vitesse de propagation des ondes électromagnétiques entre les nœuds ne dépassant pas celle de la lumière ( $c$ ), une condition de pas de temps ( $\Delta t$ ) doit être remplie.

Pour les modèles tridimensionnels, cette condition est donnée par [32] :

$$\Delta t \leq \frac{1}{c} \frac{1}{\sqrt{(\Delta x)^2 + (\Delta y)^2 + (\Delta z)^2}} \quad (1.23)$$

où,  $\Delta x$ ,  $\Delta y$  et  $\Delta z$  sont les tailles de cellules suivant les axes des  $x$ ,  $y$  et  $z$ , respectivement.

**Méthode des Antennes :** En se basant sur le potentiel scalaire  $\varphi$  et le potentiel vecteur magnétique  $\vec{A}$  pour la formulation du problème mathématique, de nombreux chercheurs ont utilisé la théorie des antennes pour analyser le comportement transitoire des système de terre (e.g., [70–72]). Ils ont exprimé le champ électrique en termes de  $\varphi$  et  $\vec{A}$  à l'aide de la formule suivante :

$$\vec{E} = -\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \nabla \varphi \quad (1.24)$$

Selon [73], l'équation d'onde du potentiel scalaire est donnée par :

$$\nabla^2 \varphi - \mu\sigma \frac{\partial \varphi}{\partial t} - \mu\epsilon \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} = -\frac{\rho}{\epsilon} \quad (1.25)$$

En effectuant certaines manipulations mathématiques, on obtient :

$$\frac{1}{\mu} \nabla^2 \vec{A} - \sigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \epsilon \frac{\partial^2 \vec{A}}{\partial t^2} = \frac{1}{\mu} \nabla \left( \nabla \cdot \vec{A} + \mu\sigma \varphi + \mu\epsilon \frac{\partial \varphi}{\partial t} \right) - \vec{J}_i \quad (1.26)$$

où  $\vec{J}_i$  représente la densité du courant générée par la source externe.

En adoptant la jauge de Lorentz donnée par :

$$\nabla \cdot \vec{A} + \mu\sigma \varphi + \mu\epsilon \frac{\partial \varphi}{\partial t} = 0 \quad (1.27)$$

l'expression (1.26) devient alors :

$$\nabla^2 \vec{A} - \sigma\mu \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \mu\epsilon \frac{\partial^2 \vec{A}}{\partial t^2} = -\mu \vec{J}_i \quad (1.28)$$

Cette expression représente l'équation d'onde du potentiel vecteur magnétique.

En combinant les équations (1.24) et (1.28), le champ électrique peut être exprimé, en terme du potentiel vecteur magnétique, comme suit :

$$\left( \mu\epsilon \frac{\partial}{\partial t} + \mu\sigma \right) \vec{E} = \nabla^2 \vec{A} - \sigma\mu \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \mu\epsilon \frac{\partial^2 \vec{A}}{\partial t^2} \quad (1.29)$$

D'après [72], une source naturelle d'interférence électromagnétique peut être considérée comme un dipôle de courant dépendant du temps. Pour une telle source, les champs électromagnétiques générés sont liés aux potentiels scalaire et vectoriel. La solution de l'équation (1.29) est donnée par l'intégrale suivante :

$$\vec{A}(\vec{r}, t) = \mu \int_0^t \int_{v'} \vec{J}_i(\vec{r}', \vec{r}', t') g(\vec{r}, \vec{r}', t, t') dv' dt' \quad (1.30)$$

où  $t'$  désigne un temps de retard nécessaire au déplacement du champ réfléchi de l'interface à un point d'observation arbitraire dans le support supérieur.

Dans cette équation, la densité du courant  $\vec{j}_i$  est la seule source dans le problème considéré. Le terme  $g$  représente la fonction de Green d'un milieu homogène avec pertes. Ce terme peut être obtenu en résolvant l'équation différentielle suivante :

$$\left( \nabla^2 - \mu\sigma \frac{\partial}{\partial t} - \mu\varepsilon \frac{\partial^2}{\partial t^2} \right) g(\vec{r}, \vec{r}', t, t') = \delta(\vec{r}, \vec{r}', t, t') \quad (1.31)$$

La solution de l'équation (1.31) peut être s'écrire sous la forme suivante :

$$g(\vec{r}, \vec{r}', t, t') = \exp\left(-\frac{1}{\tau_g} \frac{D}{v}\right) \frac{\delta\left(t - t' - \frac{D}{v}\right)}{4\pi D} + \frac{\sigma^2}{16\pi\varepsilon^2 v} \left[ \exp\left(-\frac{(t-t')}{\tau_g}\right) \right] \frac{I_1(u)}{u} \quad (1.32)$$

où,  $D$  est la distance entre la source et le point d'observation, qui est donnée pour une électrode simple comme suit :

$$D = |\vec{r} - \vec{r}'| = \sqrt{(x-x')^2 - (r)^2} \quad (1.33)$$

et la constante de temps  $\tau_g$  est définie par :

$$\tau_g = \frac{2\varepsilon}{\sigma} \quad (1.34)$$

tandis que  $I_1(u)$  représente la fonction de Bessel modifiée du premier type et du premier ordre avec l'argument  $u$  défini comme étant :

$$u = \frac{1}{\tau_g} \sqrt{(t-t')^2 - \left(\frac{R}{v}\right)^2} \quad (1.35)$$

dans laquelle, la quantité  $v$  est la vitesse de propagation des ondes dans le sol donnée par [73] :

$$V = \frac{1}{\sqrt{\mu\varepsilon_{sol}}} \quad (1.36)$$

Le second terme de (1.32) peut être négligé si la condition  $\sigma^2 \ll 16\pi\varepsilon^2 v$  est remplie, de sorte que la fonction de Green soit définie par :

$$g(\vec{r}, \vec{r}', t, t') = \exp\left(-\frac{1}{\tau_g} \frac{D}{v}\right) \frac{\delta\left(t - t' - \frac{D}{v}\right)}{4\pi R} \quad (1.37)$$

En combinant les équations (1.30) et (1.37) et en tenant compte de l'approximation des fils minces, la composante axiale du potentiel vectoriel est obtenue pour une électrode simple à l'aide de l'expression suivante :

$$A_x(x, t) = \frac{\mu}{4\pi} \int_0^\ell I\left(x', t - \frac{D}{v}\right) \frac{\exp\left(-\frac{1}{\tau_g} \frac{D}{v}\right)}{D} dx' \quad (1.38)$$

Dans le cas du demi-espace dissipatif, l'expression du potentiel vecteur magnétique (1.38) doit être étendue pour tenir compte de l'interface sol-air. Dans le domaine fréquentiel, le terme supplémentaire dû à l'image du conducteur (dans l'air) est obtenu en multipliant le coefficient de réflexion par la fonction de Green correspondante. Pour obtenir l'expression d'un demi-espace avec perte, la relation (1.38) est d'abord transformée en domaine fréquentiel en appliquant la transformation de Laplace. L'équation suivante est obtenue :

$$A_x(x, s) = \frac{\mu}{4\pi} \int_0^\ell I(x', s) \exp\left(-\frac{D}{v}s\right) \frac{\exp\left(-\frac{1}{\tau_g} \frac{D}{v}\right)}{D} dx' \quad (1.39)$$

où  $s = j\omega$  est la variable de Laplace.

En tenant compte de l'interface sol-air, l'expression du potentiel vecteur magnétique s'écrit comme suit :

$$A_x(x, s) = \frac{\mu}{4\pi} \int_0^\ell I(x', s) \left\{ \frac{\exp\left[-\frac{D}{v} \left(\frac{1}{\tau_g} + s\right)\right]}{D} + \left(\frac{s\tau_1 + 1}{s\tau_2 + 1}\right) \frac{\exp\left[-\frac{D^*}{v} \left(\frac{1}{\tau_g} + s\right)\right]}{D^*} \right\} dx' \quad (1.40)$$

où  $D^*$  est la distance entre le point source sur l'image du conducteur (situé dans l'air) et le point d'observation sur le conducteur lui-même enfoui dans le sol. Pour une simple électrode, cette distance est définie par [73] :

$$D^* = \sqrt{(x - x')^2 + 16r^2} \quad (1.41)$$

tandis que les constantes du temps  $\tau_1$  et  $\tau_2$  sont données par [74] :

$$\tau_1 = \frac{\varepsilon_0 (\varepsilon_r - 1)}{\sigma} \quad \tau_2 = \frac{\varepsilon_0 (\varepsilon_r + 1)}{\sigma}$$

En appliquant la transformation inverse de Laplace à l'équation (1.40), on obtient l'expression du potentiel vecteur magnétique dans domaine temporel suivante :

$$A_x(x, t) = \frac{\mu}{4\pi} \int_0^\ell I\left(x', t - \frac{D}{v}\right) \frac{\exp\left(-\frac{1}{\tau_g} \frac{D}{v}\right)}{D} dx' - \frac{\mu}{4\pi} \int_0^t \int_0^\ell \Gamma_{ref}^{MIT}(\tau) I\left(x', t - \frac{D^*}{v} - \tau\right) \frac{\exp\left(-\frac{1}{\tau_g} \frac{D^*}{v}\right)}{D^*} dx' d\tau \quad (1.42)$$

où l'intégrale de convolution est appliquée à la place de la multiplication dans le domaine de Laplace. La transformation inverse de Laplace pour le coefficient de réflexion est obtenue sous la forme suivante [74] :

$$\Gamma_{ref}^{MIT}(t) = - \left[ \frac{\tau_1}{\tau_2} \delta(t) + \frac{1}{\tau_2} \left(1 - \frac{\tau_1}{\tau_2}\right) \exp\left(-\frac{t}{\tau_2}\right) \right] \quad (1.43)$$

En combinant les relations du champ électrique (1.29) et du potentiel vecteur magnétique (1.42), on obtient l'équation de Pocklington dans le domaine temporel :

$$\left(\mu\varepsilon\frac{\partial}{\partial t} + \mu\sigma\right)\vec{E} = -\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} - \mu\sigma\frac{\partial}{\partial t} - \mu\varepsilon\frac{\partial^2}{\partial t^2}\right)\left\{\frac{\mu}{4\pi}\int_0^\ell I\left(x', t - \frac{D}{v}\right)\frac{\exp\left(-\frac{1}{\tau_g}\frac{D}{v}\right)}{D}dx' - \frac{\mu}{4\pi}\int_0^t\int_0^\ell \Gamma_{ref}^{MIT}(\tau)I\left(x', t - \frac{D^*}{v} - \tau\right)\frac{\exp\left(-\frac{1}{\tau_g}\frac{D^*}{v}\right)}{D^*}dx'd\tau\right\} \quad (1.44)$$

où  $I(x', t - \frac{D}{v})$  représente le courant transitoire inconnu.

En se basant sur l'approche utilisée par Burke et al. [75–77] dans l'analyse des antennes, Grcev-Dawalibi [78] ont développé une méthodologie afin d'analyser le comportement des conducteurs de terre arbitraires. Dans leur travail, la méthode des moments a été utilisée. Cette technique est généraliste qui permet de résoudre des équations caractérisées par un opérateur intégral-différentiel  $F$ , une fonction d'excitation  $h$  et une fonction inconnue  $g$ . L'équation intégral-différentielle s'écrit à l'aide de l'opérateur  $F$  comme suit :

$$F(g) = h \quad (1.45)$$

Le but est de trouver  $g$  lorsque  $F$  et  $h$  sont connus. Notons que la fonction inconnue  $g$  s'écrit conformément à la série suivante :

$$g = \sum_{n=1}^N a_n g_n = a_1 g_1 + a_2 g_2 + \dots + a_N g_N \quad (1.46)$$

où,  $(a_n)$  sont des constantes inconnues et  $(g_n)$  sont des fonctions de base connues.

En substituant l'expression (1.46) dans (1.45) et en utilisant la propriété de linéarité de l'opérateur  $F$ , on aura :

$$\sum_{n=1}^N a_n F(g_n) = h \quad (1.47)$$

Pour résoudre ce système d'équations, on utilise la méthode de Galerkin [79] où on introduit la notion des fonctions de pondérations (poids)  $w_m$  comme suit :

$$\sum_{n=1}^N \langle w_m, F(g_n) \rangle = \langle w_m, h \rangle \quad (1.48)$$

On peut écrire cette série d'équations sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{pmatrix} \langle w_1, F(g_1) \rangle & \langle w_1, F(g_2) \rangle & \dots \\ \langle w_2, F(g_1) \rangle & \langle w_2, F(g_2) \rangle & \dots \\ \dots & \dots & \dots \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \langle w_1, h \rangle \\ \langle w_2, h \rangle \\ \vdots \end{pmatrix} \quad (1.49)$$

Les coefficients inconnus,  $\{a_n\}$ , du problème sont donnés par :

$$\begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \langle w_1, F(g_1) \rangle & \langle w_1, F(g_2) \rangle & \dots \\ \langle w_2, F(g_1) \rangle & \langle w_2, F(g_2) \rangle & \dots \\ \dots & \dots & \dots \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \langle w_1, h \rangle \\ \langle w_2, h \rangle \\ \vdots \end{pmatrix} \quad (1.50)$$

En général, les résultats sont dérivés d'abord dans le domaine de fréquence, puis convertis dans le domaine temporel en utilisant la transformée de Fourier. Le modèle proposé repose sur les hypothèses suivantes :

- La terre et l'air sont homogènes et occupent des demi-espaces avec une limite constituée d'un plan horizontal entre eux ;
- La terre et les électrodes de mise à la terre présentent des caractéristiques linéaires et isotropes ;
- Le système de mise à la terre est constitué de conducteurs cylindriques métalliques ;
- Le rapport de la longueur du segment de conducteur à son rayon est supérieur à l'unité (l'approximation du fil mince). En pratique, un rapport d'environ 10 est satisfaisant ;
- L'énergie se produit par l'injection d'une impulsion de courant de type arbitraire produite par un générateur de courant idéal avec une borne connectée au système de mise à la terre et l'autre au sol à l'infini (les fils de connexion est ignorée).

Pour Grcev-Dawalibi [78], le développement du modèle mathématique consiste à déterminer la distribution du courant dans le système de mise à la terre pour une excitation harmonique du temps (i.e., pour un certain nombre de fréquences appropriées).

### 1.3.2.2 Approche des Circuits

L'approche des circuits, développée par Meliopoulos-Moharam [80], est l'une des méthodes souvent utilisée dans la modélisation du comportement transitoire des systèmes de mise à la terre de géométrie simple ou complexe. Dans cette approche, le système de mise à la terre est assimilé à un réseau électrique constitué d'un ensemble de conducteurs fins cylindriques et inter-connectés. En plus, les conducteurs de réseau de mise à la terre sont supposés être complètement enterrés dans un sol conducteur et semi-infini, caractérisé par une résistivité  $\rho_{sol}$  et une permittivité  $\epsilon_{sol}$ . Chaque électrode du système de terre est divisée en un certain nombre de segments élémentaires comme indiqué sur la figure 1.14.

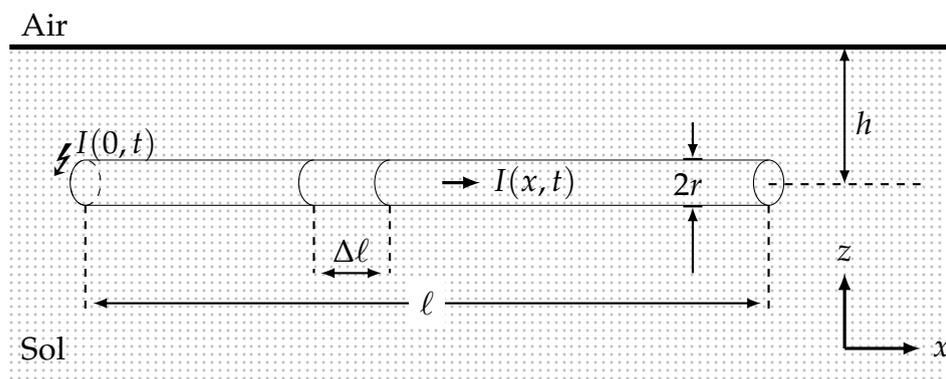


Figure 1.14 – Représentation d'un conducteur de terre enfoui dans un sol uniforme

Un taux de segmentation élevé de l'électrode augmente aussi la précision, mais augmente également le temps de calcul. Il est donc nécessaire de parvenir à une solution de compromis entre les deux paramètres. Avec une segmentation en  $N$  éléments, le problème

est réduit à obtenir un circuit équivalent du système de mise à la terre avec  $N$  conducteurs et  $K$  nœuds. Dans chaque conducteur, un courant longitudinal s'écoule et un courant transversal est drainé uniformément vers la terre environnante.

Un segment de longueur  $\Delta\ell$  du conducteur sur la figure 1.14 est caractérisé par une résistance en série  $\Delta R$ , une inductance en série  $\Delta L$ , une conductance  $\Delta G$  et une capacité  $\Delta C$  vers la terre. Ces paramètres sont répartis sur la longueur  $\Delta\ell$  du segment comme indiqué sur la figure 1.15.

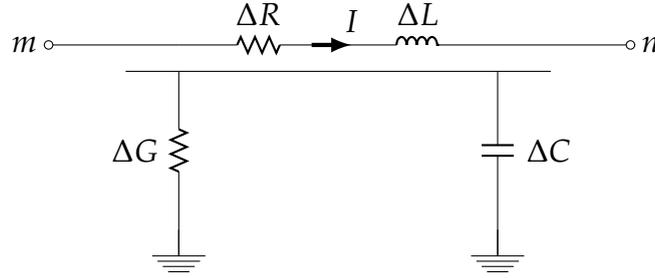


Figure 1.15 – Représentation du circuit équivalent d'un élément conducteur d'une longueur finie

L'équation nodale peut être représentée par différentes formes suivant le circuit équivalent du système de mise à la terre adopté. L'équation usuelle de la distribution du courant est donnée par [30] :

$$\frac{\partial^2 I(x, t)}{\partial x^2} = \frac{\varepsilon_r}{c_0^2} \frac{\partial^2 I(x, t)}{\partial t^2} + (\Delta R \Delta C + \Delta L \Delta G) \frac{\partial I(x, t)}{\partial t} + \Delta R \Delta G I(x, t) \quad (1.51)$$

Pour déterminer la distribution du courant  $I(x, t)$  circulant dans chaque segment du conducteur, la résolution de l'équation (1.51) se fait analytiquement par des techniques d'approximations pour un nombre finis d'éléments ou bien à l'aide de l'analyse de Fourier<sup>2</sup>. Les paramètres du modèle (i.e.,  $\Delta G$ ,  $\Delta L$  et  $\Delta C$ ) peuvent être calculés à partir de la conductance  $\Delta G$  et la vitesse de propagation des ondes électromagnétiques dans le sol. L'inductance et la capacité peuvent être exprimées en fonction de la conductance de la ligne pour l'élément fini à l'aide des expressions suivantes :

$$\Delta C = \varepsilon_r \Delta G \quad (1.52)$$

$$\Delta L = \frac{\Delta \ell^2}{\rho \varepsilon_0 c_0^2} \Delta G \quad (1.53)$$

où,  $c_0$  est la vitesse de la lumière dans l'espace, et  $\varepsilon_r$  est la permittivité relative du sol, la conductance  $\Delta G$  est donnée par :

$$\Delta G = \frac{2\pi\Delta\ell}{\rho_{sol}} \left\{ \log \left( \frac{2\ell}{\sqrt{2rh}} \right) - 1 \right\}^{-1} \quad (1.54)$$

la vitesse  $\nu$  de propagation est calculée à partir des propriétés du sol à l'aide de l'équation suivante :

$$\nu = \frac{c_0}{\sqrt{\varepsilon_r}} \quad (1.55)$$

2. Réponse fréquentielle à l'aide de FFT : Fast Fourier Transformer

et l'équation de Maxwell dictent que :

$$\frac{\Delta G}{\Delta C} = \varepsilon \rho \quad (1.56)$$

En considérant le segment  $\Delta \ell$  comme une ligne de transmission à constantes réparties, on obtient :

$$\frac{\Delta \ell}{\sqrt{\Delta L \Delta C}} = \frac{c_0}{\sqrt{\varepsilon_r}} = v \quad (1.57)$$

Étant donné que l'élément du circuit est très court, la figure 1.15 peut être remplacée celle 1.16.

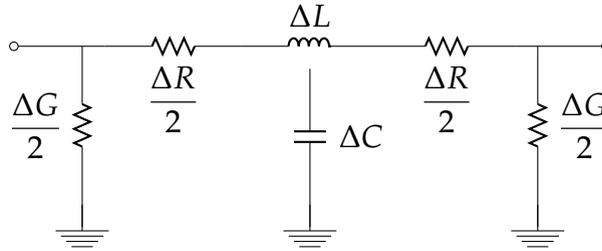


Figure 1.16 – Représentation d'un sègment du conducteur par des éléments de circuit

La partie centrale du circuit équivalent de la figure 1.16 peut être considérée comme étant une ligne de transmission sans perte. Le circuit équivalent de la figure 1.16 est la base du développement de cette méthodologie. A cet effet, la méthode de Dommel [81], peut être utilisée pour produire le circuit équivalent présenté sur la figure 1.17.

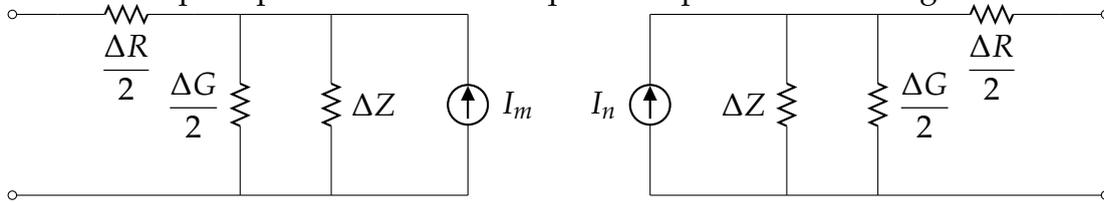


Figure 1.17 – Circuit équivalent d'un sègment d'une électrode de terre

Les sources des courants présentées sur la figure 1.17 sont définies comme suit [30] :

$$I_m(t - \tau) = -\frac{V_m(t - \tau)}{Z} + \frac{\Delta G}{2} V_n(t - \tau) + \frac{\Delta R}{2Z} I_{mn}(t - \tau) - \left(1 + \frac{\Delta r \Delta G}{4}\right) I_{nm}(t - \tau) \quad (1.58)$$

$$I_n(t - \tau) = -\frac{V_n(t - \tau)}{Z} + \frac{\Delta G}{2} V_m(t - \tau) + \frac{\Delta R}{2Z} I_{nm}(t - \tau) - \left(1 + \frac{\Delta r \Delta G}{4}\right) I_{mn}(t - \tau) \quad (1.59)$$

Le circuit équivalent de la figure 1.17 est la base de la méthode des circuits, qui sera désigné sous le circuit résistif équivalent. Considérons un conducteur de terre de longueur  $\ell$  divisé en  $N$  segments ( $N$  est choisi en fonction du degré souhaité de précision dans les calculs n tenant compte du fait que la longueur du segment soit très petite devant la longueur d'onde injectée). Les équations nodales permettent la résolution de la tension  $V(t)$  aux différents nœuds du système si le courant injecté  $I(t)$  soit connu. L'équation nodale du circuit équivalent de la figure 1.17 est donnée sous la forme matricielle suivante [30] :

$$[Y][V(t)] = [I(t)] + [b(t - \Delta t)] \quad (1.60)$$

où,  $Y$  est la matrice admittance des circuits équivalents,  $V$  est le vecteur des tensions dans

tous les nœuds,  $I$  est le vecteur des courants sortants de tous les nœuds, et  $b(t - \Delta t)$  est le vecteur des courants initiaux.

Plus tard, Papalexopoulos et Meliopoulos [82] ont amélioré l'approche des circuits pour examiner l'impact de la foudre en calculant la réponse de chaque segment sur la base des équations intégrales de Maxwell de sorte que les paramètres du modèle ainsi que le courant soient dépendants de la fréquence. Ils ont conclu que pour les hautes fréquences, la réactance des systèmes de mise à la terre est importante et ne peut être négligée. Une technique de convolution récursive a été utilisée à cet effet. En 1989, Ramamoorthy et al. [83] ont développé un circuit simplifié pour les réseaux de terre. Dans leur approche, après avoir divisé le système de mise à la terre entier en  $N$  segments, chaque segment a été représenté par un circuit regroupant les inductances propres ( $\Delta L$ ), les mutuelles ( $\Delta M$ ) et la conductance à la terre ( $\Delta G$ ). Ils ont utilisé les paramètres du modèle donnée par Sunde [84] ainsi que les expressions de Grover [10] pour les inductances mutuelles.

En 1999, Geri [8] d'une part, et Otero et al. [19], d'autre part, ont publié des travaux portant des modifications dans le circuit équivalent de Meliopoulos [80, 82]. Geri [8] a inclus les phénomènes d'ionisation de sol entourant le système de mise à la terre pour étudier le comportement transitoire de celui-ci. Il a utilisé une conductance équivalente parallèle à une source de courant pour représenter chaque branche capacitance-conductance et résistance-inductance comme indiqué sur les figures 1.18(a) et 1.18(b), respectivement.

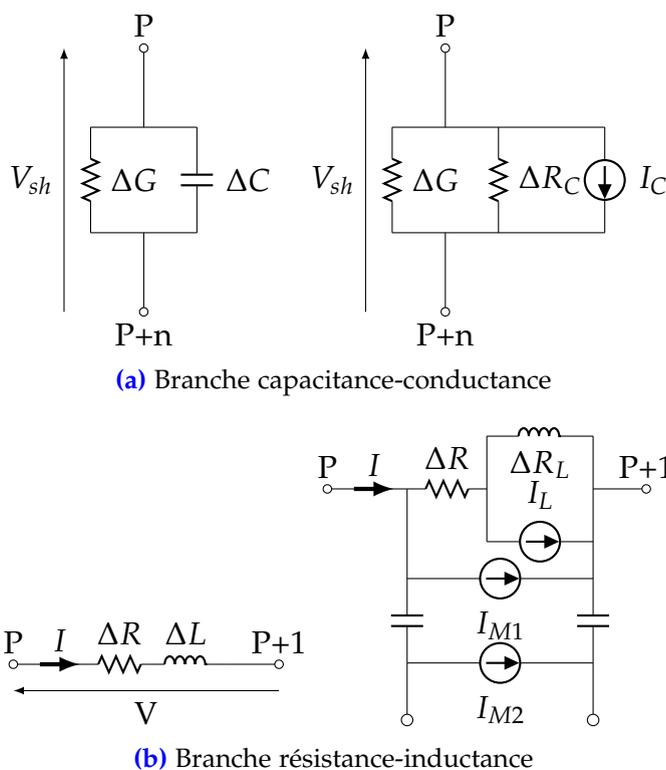


Figure 1.18 – Circuits équivalents du système de mise à la terre selon Geri [8]

D'après les circuits équivalents de Geri, l'expression du courant  $I$  présente des quantités qui dépendent des valeurs des diamètres apparents des segments. Étant donné que ces diamètres dépendent, à leur tour, de la distribution du potentiel et du courant, la résolution du circuit exige une solution itérative. Cependant, si l'on accepte la simulation de l'ionisation avec un retard temporel  $t_0$  (i.e., égal à l'étape d'intégration  $t_0 = \Delta t$ ), toutes les quantités seront connues, et la solution peut être obtenue sans itération. En utilisant le théorème de Norton pour chaque branche capacitance-conductance et résistance-

inductance présentées sur les figures 1.18(a) et 1.18(b), le circuit équivalent de chaque segment du système de terre revient à celui de la figure 1.19.

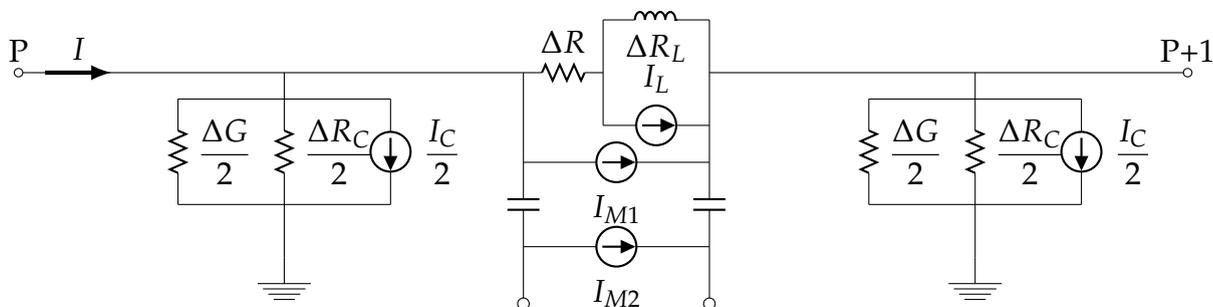


Figure 1.19 – Circuit équivalent d'un segment du SMLT pour le modèle de Geri [8]

Au cours de la répartition du courant circulant à travers plusieurs chemins discrets (en raison de la nature non homogène du sol), il est habituel de supposer une zone ionisée uniforme (i.e., de forme cylindrique) entourant l'électrode. En se basant sur cette hypothèse et en utilisant la loi d'Ohm (i.e.,  $E = \rho J$ ), la répartition du sol autour de chaque élément conducteur peut être simulée par la variation apparente du rayon du conducteur, due à l'ionisation du sol. Le rayon apparent de l'électrode peut être calculé en fonction du champ électrique engendré autour de l'électrode à l'aide de la méthode de Liew [85]. La valeur du champ critique de l'ionisation du sol peut être égale à  $300\text{kV/m}$  [85] ou à celle recommandée par CIGRE de  $400\text{kV/m}$  [32].

Ottero et al. [19] ont utilisé l'approche des circuits, bien que le problème est traité dans le domaine fréquentiel. Dans leur modèle, la réponse transitoire du système de terre a été obtenue au moyen de la transformée de Fourier. Ces auteurs ont remarqué que si la fréquence du courant injecté est faible, la réponse transitoire est pratiquement indépendante de la permittivité de la terre ( $\sigma \gg \omega\epsilon$ ). Cependant, en hautes fréquences, la permittivité et le point d'injection deviennent des facteurs déterminants dans la performance transitoire du système de terre.

### 1.3.2.3 Approche des Lignes de Transmission

Suite à l'injection d'une surtension de foudre ou de manœuvre, le courant induit dans le système de mise à la terre (se constituant de plusieurs électrodes élémentaires) présente deux composants ; (i) le courant longitudinal circulant le long des électrodes élémentaires du système de terre et (ii) le courant transversal écoulant vers le sol. La propagation de ces deux composantes est étroitement liée au comportement du système en question.

En vue de modéliser et d'étudier le comportement d'un système de mise à la terre à l'aide de la théorie des lignes de transmission, les électrodes de mise à la terre doivent être divisées en petits segments élémentaires de longueur  $\Delta\ell$  [54]. Pour pouvoir appliquer l'approche des lignes de transmission, la longueur  $\Delta\ell$  de chaque segment doit être inférieure ou égale à  $\lambda/10$  ;  $\lambda$  étant la longueur d'onde correspond à la composante de la plus haute fréquence contenue dans le signal du courant impulsionnel injecté. En utilisant la loi de Faraday, la première équation, représentant le courant longitudinal circulant le long de l'électrode, peut être obtenue comme suit [86] :

$$-\frac{\partial V(x,t)}{\partial x} = \Delta R I(x,t) + \Delta L \frac{\partial I(x,t)}{\partial t} \quad (1.61)$$

où,  $I$  est le courant longitudinal traversant le long du conducteur et  $V$  est le potentiel

des conducteurs (la référence étant la terre éloignée) tandis que  $\Delta L$  et  $\Delta R$  représentent l'inductance et la résistance par unité de longueur, respectivement.

Par contre, le courant résultant de l'injection d'une surtension dans le système de terre a deux composants ; (i) le courant de charge et (ii) le courant de perte d'énergie dû à la polarisation [86]. Ces courants dépendent à la fois de la géométrie du système et des caractéristiques du sol. En utilisant le bilan énergétique et en appliquant l'équation de Maxwell, la deuxième équation du courant transversal écoulé vers le sol peut s'écrire par [86] :

$$-\frac{\partial I(x,t)}{\partial x} = \Delta G I(x,t) + \Delta C \frac{\partial V(x,t)}{\partial t} \quad (1.62)$$

où,  $\Delta G$  et  $\Delta C$  représentent la conductance et la capacitance par unité de longueur, respectivement.

Les équations (1.61) et (1.62) reviennent à modéliser une portion longitudinale de longueur très petite  $\Delta \ell$  par un circuit équivalent. La validité d'une telle démarche pour des fréquences élevées repose sur des petites dimensions pour assurer un mode quasi-statique. Avec une segmentation de plus en plus petite, l'électrode de terre est assimilée à un grand nombre de segments mis bout à bout. C'est le modèle distribué d'une ligne. Le travail consiste maintenant à déduire le comportement d'un segment plutôt que la ligne entière. De plus, la modélisation de l'électrode par une ligne de transmission se fait aussi bien dans le domaine fréquentiel, que dans domaine temporel. Il est à noter que cette méthode sera détaillée dans le chapitre suivant.

## 1.4 Conclusion

Le rôle des systèmes de mise à la terre est d'écouler des courants de foudre et ceux des défauts vers la terre, et de protéger les personnes et les installations électriques. Ils sont étroitement liés aux types de réseaux (BT, MT ou HT) et peuvent donc être sous différentes formes à savoir boucles, feuilles ou câbles noyés dans le béton, plaques, piquets ou tubes et grilles ou réseaux maillés. En basses fréquences, le système de terre est modélisé par une résistance. Cette modélisation n'est plus valable en hautes fréquences, tenant compte du comportement réactif qui apparaît dans cette gamme de fréquence. L'étude du comportement transitoire des systèmes de mise à la terre est étroitement liée aux phénomènes électromagnétiques transitoires tels que la foudre. En général, plus la valeur de la résistance (l'impédance) de terre est petite, plus le courant s'écoulera facilement vers la terre. La résistance (l'impédance) de terre dépend essentiellement de la forme géométrique du système, ses propriétés électriques ainsi que les caractéristiques du sol. Le matériau conducteur doit être compatible avec la nature du sol, en tenant compte de sa stabilité thermique, sa résistivité contre la corrosion dans le sol et sa performance conductrice. En effet, la conception du système de terre doit être précédée par une étude de la nature du sol dans lequel il sera installé. Par ailleurs, une bonne connaissance de la structure du sol conduit à choisir la disposition des conducteurs de terre pour une meilleure conception d'un réseau de terre. Lors de l'écoulement du courant de défaut dans le sol à travers le système de terre, une élévation de potentiel est être générée sur la surface du sol. Cette élévation permet de déterminer la tension de pas et la tension de contact et joue donc un rôle important dans l'évaluation du degré de protection contre les surtensions.

## Chapitre 2

# Modélisation des SMLTs par Approche des Lignes de Transmission

---

**L**E comportement transitoire des systèmes de mise à la terre soumis à des surtensions de foudre ou de manœuvres est influencé par l'ionisation du sol et la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol. Ce chapitre porte sur une modélisation intégrant non seulement les deux phénomènes susmentionnés, mais également les effets du couplage mutuel. Basé sur l'approche des lignes de transmission, le modèle que nous avons développé permet de calculer la réponse transitoire des systèmes de mise à la terre consistant en des électrodes verticales, horizontales et grilles. De tels systèmes sont enterrés dans un sol uniforme ou stratifié en deux couches et soumis à des courants impulsionnels de différentes amplitudes et formes. Les résultats du modèle, relatifs aux potentiel et impédances, sont comparés à ceux expérimentaux rapportés dans la littérature.

---

---

2.1 Critère du Choix de l'Approche . . . . .	38
2.2 Approche des Lignes de Transmission Conventiionnelle . . . . .	39
2.3 Approche des Lignes de Transmission Améliorée . . . . .	46
2.4 Résultats et Validation . . . . .	54
2.5 Conclusion . . . . .	59

---

### 2.1 Critère du Choix de l'Approche

Les systèmes de mise à la terre (conducteurs verticaux et horizontaux, grilles, . . . etc.) permettent d'assurer la sécurité des personnes et des équipements. Ils sont conçus pour fournir un chemin de faible impédance permettant l'écoulement, dans le sol, des courants de défaut de basse fréquence ou ceux transitoires de haute fréquence [87]. En basses fréquences, le système de mise à la terre est généralement modélisé par une résistance. Soumis à des courants transitoires, de tel système de terre présente un comportement significativement différent à celui en basse fréquence [36], en raison de la présence de la composante réactive et de certains phénomènes supplémentaires à savoir l'ionisation du sol, le couplage mutuel ainsi que la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol [87–89].

Différentes approches numériques ont été développées pour analyser le comportement transitoire des systèmes de terre soumis à des coups de foudre [20, 90–92]. Nous pouvons les résumer en deux grandes catégories applicables aussi bien dans domaine temporel, que celui fréquentiel :

1. Approches basées sur la résolution numérique des équations de Maxwell ;
2. Approches basées sur des représentations en circuits électriques équivalents.

Connue sous l'approche des flux électromagnétiques (EMF : Electromagnetic Field), la première catégorie contient à son tour plusieurs groupes selon la méthode de résolution utilisée à savoir, (i) techniques de résolution numérique du champ électromagnétique par la méthode des moments, les différences finies ou les éléments finis (e.g. [78, 93–97]), (ii) techniques basées sur la théorie des antennes pour la résolution du problème de propagation en termes des potentiels scalaire et vecteur magnétique (e.g. [70–72]), (iii) techniques utilisant l'intégrale de Sommerfeld relative au champ électromagnétique rayonné par un dipôle (e.g. [98]). Quant à la deuxième catégorie, elle regroupe l'approche des circuits élémentaires (PEEC : Partial Element Electric Circuit) (e.g., [8, 19, 80, 82, 83]) et celle des lignes de transmission (TLM : Transmission Line Method) (e.g., [36, 99–101]). Dans ces approches, plusieurs hypothèses simplificatrices sont adoptées pour traduire les équations de Maxwell en circuits électriques. Par ailleurs, des hybridations entre les différentes approches sont également utilisées. Habituellement, l'hybridation se fait par l'utilisation de PEEC pour intégrer l'ionisation du sol dans l'approche EMF. Une brève comparaison entre les approches suscitées a été illustrée dans la table 2.1.

**Table 2.1** – Comparaison entre les différentes approches de modélisation des SMLTs

	Expressions du modèle	Procédure de solution
EMF	Complexes et difficiles à comprendre	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Compliquée,</li> <li>• Difficile à inclure l'ionisation du sol,</li> <li>• Peut prédire le délai de propagation des ondes.</li> </ul>
PEEC	Simple et faciles à comprendre	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Simple,</li> <li>• Facile à inclure l'ionisation du sol,</li> <li>• Ne peut pas prédire le délai de propagation des ondes.</li> </ul>
TLM	Très simples et très faciles à comprendre	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Très simple,</li> <li>• Très facile à inclure l'ionisation du sol,</li> <li>• Peut prédire le délai de propagation des ondes.</li> </ul>
MH	Complexes et pas faciles à comprendre	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Relativement compliquée,</li> <li>• Facile à inclure l'ionisation du sol,</li> <li>• Peut prédire le délai de propagation des ondes.</li> </ul>

Étant donné sa simplicité et sa précision notamment lors de l'incorporation de l'ionisation du sol, le couplage mutuel et la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol, l'approche des lignes de transmission (TLM) a été choisie dans cette présente étude afin d'analyser le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre de différentes structures, soumises à des courants impulsionnels et enfouis dans des sols homogènes ou stratifiés en plusieurs couches.

## 2.2 Approche des Lignes de Transmission Conventiennelle

### 2.2.1 Mise en Équations

Afin d'établir les équations de couplage à la suite d'une interaction des champs ou des courants impulsionnels (générés par la foudre ou une manœuvre) avec un système de mise à la terre, une électrode horizontale de terre a été considérée. Une telle électrode

est installée à une profondeur  $h$  sous l'interface air–sol, enfouie dans un milieu (à pertes) se caractérisant par une résistivité  $\rho_{sol}$ , une permittivité  $\epsilon_{sol}$  et une perméabilité  $\mu_0$ . Le conducteur, de longueur  $\ell$  et de rayon  $r$ , est dirigé suivant l'axe des  $x$  et l'interface entre l'air et le sol est à  $z = 0$ , comme indiqué sur la figure 2.1.

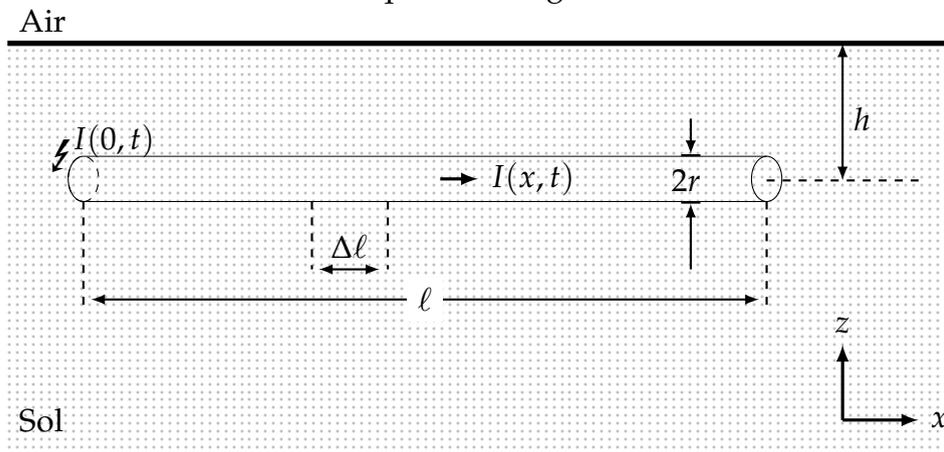


Figure 2.1 – Représentation géométrique de l'électrode horizontale de terre

Pour l'approche des lignes de transmission conventionnelle, le courant s'écoule le long du conducteur et se dissipe partiellement dans le sol suivant une direction radiale. Le conducteur est assimilée à une ligne de transmission avec pertes. Selon [54], ce conducteur de terre doit être divisé en petits segments élémentaires d'une longueur  $\Delta\ell$ , comme illustré sur la figure 2.2.

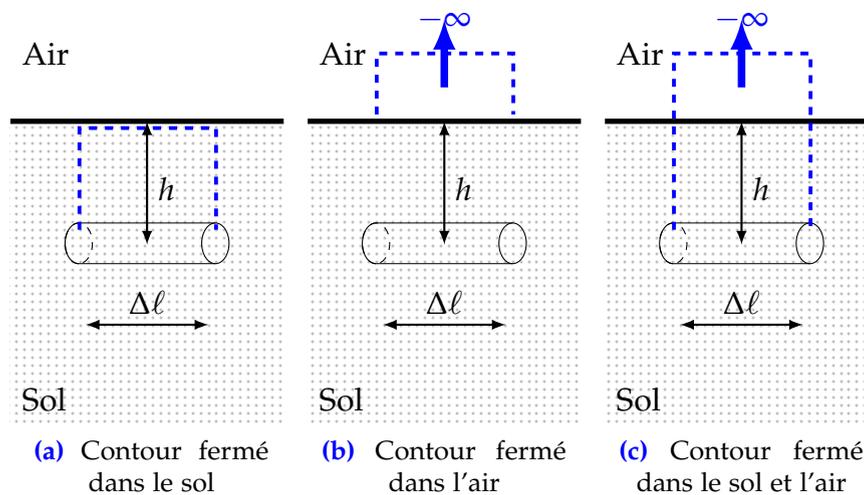


Figure 2.2 – Représentation d'un élément de l'électrode de terre et les contours fermés sélectionnés pour l'analyse

En général, la loi de Faraday, l'équation de continuité et les potentiels scalaire et vecteur magnétique ont été utilisés en vue de décrire l'interaction du champ électromagnétique avec l'électrode de mise à la terre. En considérant les chemins fermés (notés  $\kappa$ ) marqués par les lignes en pointillés sur les figures 2.2(a) et 2.2(b), la loi de Faraday peut se mettre sous forme la intégrale suivante :

$$\oint_{\kappa} \vec{E} \cdot d\vec{\ell} = -\frac{\partial}{\partial t} \iint_S \vec{B} \cdot d\vec{S} \quad (2.1)$$

où,  $E$  est le champ électrique,  $B$  est l'induction magnétique et  $S$  est la surface formée par les lignes en pointillé du contour fermée  $\kappa$ .

En appliquant (2.1) aux champs totaux et en sélectionnant le chemin fermé indiqué par la ligne pointillée sur la figure 2.2(a), il s'ensuit :

$$\int_0^h [Ez(t, x + \Delta\ell, z) - Ez(t, x, z)] dz - \int_x^{x+\Delta\ell} Ex(t, x, h) dx + \int_x^{x+\Delta\ell} Ex(t, x, 0) dx = \frac{\partial}{\partial t} \int_x^{x+\Delta\ell} dx \int_0^h By(t, x, z) dz \quad (2.2)$$

En divisant les deux côtés de (2.2) par  $dx$ , équivalent à  $\Delta\ell$ , et en prenant  $dx$  proche de zéro, on obtient :

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^h Ez(t, x, z) dz - Ex(t, x, h) + Ex(t, x, 0) = \frac{\partial}{\partial t} \int_0^h By(t, x, z) dz \quad (2.3)$$

En sélectionnant le chemin fermé de largeur  $dx$  montré sur la figure 2.2(b), qui passe dans l'air et qui s'étend à l'infini au-dessous du sol, la loi de Faraday au champ électrique total aura pour résultat :

$$Ex(t, x, 0) = \frac{\partial}{\partial x} \int_{-\infty}^0 Ez(t, x, z) dz - \frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^0 By(t, x, z) dz \quad (2.4)$$

En substituant l'expression (2.4) du champ électrique total dans (2.3), on aura :

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_{-\infty}^h Ez_s(t, x, z) dz - Ex(t, x, h) = \frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^h By(t, x, z) dz \quad (2.5)$$

En supposant que la réponse de l'électrode de terre aux champs incidents est quasi-électromagnétique, le champ électrique horizontal total,  $Ex(t, x, h)$ , le long de l'électrode peut être lié au courant injecté,  $I(t, x)$ , à travers la résistance  $\Delta R$  d'un segment de l'électrode de mise à la terre comme suit :

$$Ex(t, x, h) = \Delta RI(t, x) \quad (2.6)$$

Dans cette expression, une résistance indépendante de la fréquence a été supposée. Cette résistance d'un segment de longueur  $\Delta\ell$  peut être liée au rayon du conducteur  $r$  et à la résistivité  $\rho_{cond}$  du conducteur par la formule d'Ohm suivante :

$$\Delta R = \rho_{cond} \frac{\Delta\ell}{2\pi r^2} \quad (2.7)$$

En substituant (2.6) dans (2.5), on obtient :

$$\Delta RI(t, x) = \frac{\partial}{\partial x} \int_{-\infty}^h Ez_s(t, x, z) dz - \frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^h By(t, x, z) dz \quad (2.8)$$

Il est à noter que la formule (2.1) peut être appliquée séparément aux champs incidents, aux champs rayonnés (réfléchis) ou aux champs totaux. En appliquant la loi de Faraday aux champs incidents et en sélectionnant le chemin fermé de largeur  $dx$ , qui passe le long

de l'électrode de mise à la terre et qui s'étend à l'infini au-dessus de l'air comme indiqué sur la figure 2.2(c), on trouve alors :

$$Ex_i(t, x, h) = \frac{\partial}{\partial x} \int_{-\infty}^h Ez_i(t, x, z) dz - \frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^h By_i(t, x, z) dz \quad (2.9)$$

La tension  $V_s(t, x)$  est donnée par l'intégrale de la composante verticale (suivant l'axe des  $z$ ) du champ électrique dissipé, prise à un point situé dans le sol loin de l'électrode :

$$V_s(t, x) = - \int_{-\infty}^h Ez_s(t, x, z) dz \quad (2.10)$$

En substituant (2.9) et (2.10) dans (2.8), on obtient :

$$\Delta RI(t, x) = Ex_i(t, x, h) - \frac{\partial V_s(t, x)}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^h By_s(t, x, z) dz \quad (2.11)$$

Selon [54], l'intégrale du champ magnétique diffusé peut être mise en relation avec le courant traversant l'électrode de mise à la terre en faisant intervenir l'inductance de chaque segment comme suit :

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^h By_s(t, x, z) dz = \Delta L \frac{\partial I(t, x)}{\partial t} + \zeta_g(t) \otimes \frac{\partial I(t, x)}{\partial t} \quad (2.12)$$

où  $\otimes$  désigne le produit de convolution,  $I(t, x)$  est le courant dans l'électrode de terre,  $\Delta L$  est l'inductance calculée pour un conducteur sans perte enterré dans un sol parfaitement conducteur, et  $\zeta_g(t)$  est la résistance transitoire du sol.

Si le courant circulant le long de l'axe de chaque segment du conducteur est uniforme, l'inductance propre de chaque segment est calculée à l'aide de la loi de Neumann [102] :

$$\Delta L_{ij} \approx \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Delta \ell_i} \int_{\Delta \ell_j} \frac{\vec{d}\ell_i \cdot \vec{d}\ell_j}{r_{ij}} \quad (2.13)$$

avec,  $r_{ij}$  est la distance entre le point source et celui du champ.

L'équation (2.12) conduit à déduire la première équation de couplage électrode-champ en terme de champ électrique comme suit :

$$Ex_i(t, x, h) = \frac{\partial V_s(t, x)}{\partial x} + \Delta RI(t, x) + \Delta L \frac{\partial I(t, x)}{\partial t} + \zeta_g(t) \otimes \frac{\partial I(t, x)}{\partial t} \quad (2.14)$$

Une source d'interférence électromagnétique peut être considérée comme un dipôle de courant dépendant du temps [54]. Dans ces conditions, les champs électromagnétiques générés sont liés aux potentiels scalaire et vecteur magnétique. Selon l'approximation standard des fils minces [54], seule la composante axiale du potentiel magnétique existe, il s'ensuit :

$$E_x = -\frac{\partial A_x}{\partial t} - \frac{\partial \varphi}{\partial x} \quad (2.15)$$

La tension totale peut être obtenue en utilisant l'expression suivante :

$$V(t, x) = V_s(t, x) + \varphi_i(t, x, 0) + \int_0^\infty \frac{\partial A_{x_i}(t, x, z)}{\partial t} dz \quad (2.16)$$

En substituant (2.16) dans (2.14) et en négligeant la résistance transitoire du sol (i.e.,  $\zeta_g(t) = 0$ ), l'équation du conducteur peut être donnée par :

$$-\frac{\partial V(t, x)}{\partial x} = \Delta R I(t, x) + \Delta L \frac{\partial I(t, x)}{\partial t} \quad (2.17)$$

Afin d'établir la deuxième équation du couplage, la formule de la continuité a été appliquée au segment cylindrique du conducteur de terre de longueur  $\Delta \ell$ . En supposant que le flux de courant à travers la surface du conducteur est dû au courant de déplacement, l'équation de continuité est donc :

$$\iint_s \vec{J} \cdot d\vec{S} = -\frac{\partial}{\partial t} \iint_s \vec{D} \cdot d\vec{S} \quad (2.18)$$

où,  $\vec{J}$  est la densité de courant totale et  $\vec{D}$  la densité de courant de déplacement.

En supposant qu'il n'y a pas de fuite de courant de conduction à partir de la surface du conducteur sous forme de couronne, la densité du courant de déplacement peut être liée à la charge  $Q(t, x)$  du segment du conducteur. Cela se traduit par l'équation :

$$\frac{\partial}{\partial t} \iint_s \vec{D} \cdot d\vec{S} = \frac{\partial Q(t, x)}{\partial t} \quad (2.19)$$

Par ailleurs, la charge sur le conducteur peut être liée à la tension diffusée à travers la capacité  $\Delta C$  comme suit :

$$Q(t, x) = \Delta C V(t, x) \quad (2.20)$$

En substituant (2.19) et (2.20) dans (2.18), il s'ensuit :

$$\iint_s \vec{J} \cdot d\vec{S} = -\Delta C \frac{\partial V(t, x)}{\partial t} \quad (2.21)$$

Généralement, le flux de courant à travers la surface du conducteur est dû au courant de déplacement et à celui de fuite. Dans ce cas, l'équation de continuité s'écrit :

$$-\iint_s \vec{J} \cdot d\vec{S} = \Delta C \frac{\partial V(t, x)}{\partial t} + \Delta G V(t, x) \quad (2.22)$$

où,  $\Delta G$  est la conductance.

En prenant la limite  $\Delta \ell$  vers 0, on obtient la deuxième équation du couplage suivante :

$$-\frac{\partial I(t, x)}{\partial t} = \Delta G V(t, x) + \Delta C \frac{\partial V(t, x)}{\partial t} \quad (2.23)$$



$$I(x_i, t) - I(x_{i+1}, t) = \Delta G V(x_i, t) + \Delta C \frac{\partial V(x_i, t)}{\partial t} \quad (2.26b)$$

Les équations de la dérivée de la tension par rapport au courant et la dérivée du courant par rapport à la tension s'appellent les équations du télégraphiste ou encore les équations des lignes de transmission. Elles expliquent la manière dont les signaux électriques se transmettent le long d'une ligne.

Pour une électrode verticale de terre, seuls les paramètres localisés (distribués) qui changent. Ces derniers sont calculés à partir des expressions de Grcev-Popov [104] suivantes :

$$\Delta C = 2\pi\epsilon_{sol}\Delta\ell \frac{1}{\left\{ \ln\left(\frac{2\ell}{r}\right) - 1 \right\}} \quad (2.27)$$

$$\Delta G = \frac{2\pi\Delta\ell}{\rho_{sol}} \frac{1}{\left\{ \ln\left(\frac{2\ell}{r}\right) - 1 \right\}} \quad (2.28)$$

Il est à noter que le modèle développé reste valide tant que la longueur de chaque segment du conducteur est très importante devant son rayon, soit ( $\Delta\ell \gg r$ ). Ce modèle doit aussi confirmer les hypothèses de validité suivantes :

- Le rayon du conducteur doit être petit devant la longueur d'onde ;
- L'effet de peau étant négligeable ;
- La profondeur d'enfouissement de l'électrode horizontale est petite devant sa longueur.

## 2.2.2 Algorithme et Validation

En vue d'analyser le comportement d'une électrode de terre lors d'un impact direct d'une impulsion de courant, nous avons appliqué l'approche des lignes de transmission conventionnelle. Le conducteur est représenté par sa longueur  $\ell$ , son rayon  $r$  et également sa profondeur  $h$  d'enfouissement dans le sol. Ce dernier est caractérisé par une résistivité constante  $\rho_{sol}$ . Les propriétés électromagnétiques ( $\mu$  et  $\epsilon$ ) du sol sont invariantes quelle que soit la direction d'observation ; le sol étant homogène, isotrope et linéaire. Dans cette approche, le conducteur est assimilé à une série de circuits équivalents en  $\pi$  à constantes localisées.

Comme application, nous proposons d'analyser le comportement d'une électrode horizontale de terre soumise à une impulsion de courant. Afin de valider notre algorithme, nous avons comparé, dans les mêmes conditions récapitulées dans la table 4.1, nos résultats à ceux trouvés expérimentalement et par simulation de Cattaneo et *al.* [105].

**Table 2.2** – Paramètres considérés par Cattaneo et *al.* [105]

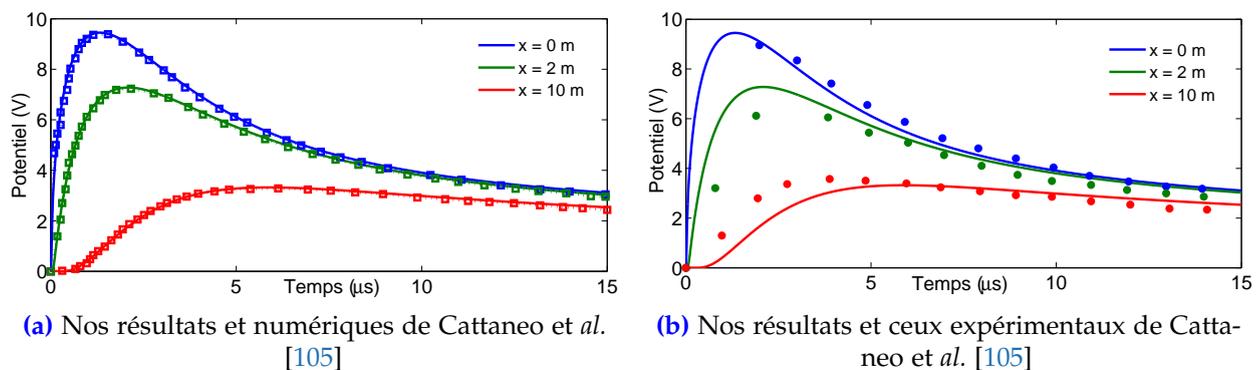
Courant injecté	Électrode	Sol
$i(t) = I_0(e^{-\alpha t} - e^{-\beta t})$	$\ell = 100 \text{ m}$	$\rho_{sol} = 20 \text{ } \Omega\text{m}$
$I_0 = 1,55227 \text{ A}$	$r = 1,5 \text{ mm}$	$\epsilon_r = 80$
$\alpha = 0,00364 \text{ } \mu\text{s}^{-1}$	$h = 60 \text{ cm}$	
$\beta = 0,65221 \text{ } \mu\text{s}^{-1}$	$\rho_e = 0,25 \cdot 10^{-6} \text{ } \Omega\text{m}$	

Dans l'approche par ligne de transmission conventionnelle, le conducteur est assimilé

à une ligne de transmission. Cette dernière est divisée en plusieurs segments électriquement petits. Chaque segment est représenté par une résistance, une inductance, une capacité et une conductance. Le nombre de segments requis dépend de la fréquence; plus la fréquence est élevée, plus le nombre de sections est important. Étant donné que l'impulsion du courant de foudre injectée est caractérisée par une bande de fréquences allant jusqu'à quelques MHz, la fréquence sélectionnée est généralement la plus élevée.

La première étape consiste à décrire le conducteur de terre par un système d'équations différentielles ordinaires de premier ordre à coefficients constants. Ces équations représentent celles de télégraphistes données précédemment par (2.26a) et (2.26b) quant aux courants (longitudinal et transversal) en chaque branche et aux potentiels en chaque nœud de l'électrode. La résolution de ces équations se fait à chaque pas de temps à l'aide d'une méthode itérative d'intégration numérique. Les conditions initiales de Dirichlet ont été adoptées. En effet, les courants et les potentiels initiaux ont été considérés nuls. Dans cette présente étude, les commandes ODE (Ordinary Differential Equations) sous environnement Matlab ont été utilisées. Elles sont basées sur la méthode de Runge Kutta.

Les résultats que nous avons obtenus sont confrontés à ceux trouvés expérimentalement et par simulation numérique par Cattaneo *et al.* [105]. Dans leur simulation, Cattaneo *et al.* ont utilisé le code de calcul GSSP (Grounding System Simulation Program) basé sur l'approche des lignes de transmission conventionnelle (i.e., les phénomènes relatifs à l'ionisation du sol et au couplage mutuel inter-segments ont été ignorés). La figure 2.4 présente l'évolution de l'onde du potentiel en différents points, à savoir  $x = 0, 2, 10$  et  $34m$ , de l'électrode d'étude.



**Figure 2.4** – Évolution du potentiel en différents points le long de l'électrode de terre (Nos résultats : courbes continues)

D'après la figure 2.4, nous constatons que nos résultats coïncident parfaitement avec ceux numériques<sup>1</sup> de [105], validant ainsi notre algorithme. En allant vers les  $x$  croissants (en parcourant longitudinalement l'électrode de terre), nous avons enregistré une diminution de l'amplitude du potentiel accompagnée d'un retard dans le temps de montée (et donc dans le temps de réponse).

## 2.3 Approche des Lignes de Transmission Améliorée

Il est bien établi que les mécanismes de conduction dans le sol lors de l'injection d'un courant impulsionnel de forte amplitude dépendent des effets non linéaires de l'ionisation du sol et de ceux de fréquence [5–8]. Ces effets, combinés à d'autres (tels

1. Résultats obtenus à l'aide du code de calcul GSSP : Grounding System Simulation Program

que thermiques, ceux relatifs aux variations saisonnières de la résistivité du sol,  $\dots$  etc.), affectent considérablement la performance transitoire des systèmes de mise à la terre. En outre, les effets de couplage électromagnétique mutuel entre les conducteurs du système de terre deviennent plus importants sous des gradients d'impulsion élevés et peuvent également influencer de manière significative la réponse transitoire des systèmes de mise à la terre, notamment de géométries complexes [9].

D'après la littérature, certains chercheurs se sont penchés uniquement sur la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol (e.g., [21–23]), sans pour autant aborder la performance des systèmes de terre. D'autres, par contre, se sont intéressés à l'étude du comportement transitoire des systèmes de mise à la terre en tenant compte seulement de cette dépendance en fréquence (e.g., [6, 7, 19, 20]). Par ailleurs, l'impact de l'ionisation du sol et/ou celui du couplage mutuel entre les conducteurs sur la performance transitoire de ceux-ci ont fait l'objet d'une multitude d'investigations. En vue d'analyser son influence sur le comportement transitoire du système de terre, l'ionisation du sol a été étudiée expérimentalement et théoriquement [5, 16, 18]. D'autres travaux ont examiné l'impact du couplage mutuel entre les conducteurs sur le comportement de ceux-ci (e.g., [103]). En revanche, certains chercheurs ont étudié le comportement transitoire des systèmes de terre en incorporant simultanément les deux phénomènes suscités, en utilisant la théorie des circuits (e.g., [8]) ou la combinaison de l'approche électromagnétique et celle des circuits (e.g., [9]).

### 2.3.1 Effet de l'Ionisation du Sol

Sous un courant impulsionnel élevé (de foudre ou de manœuvre), l'ionisation du sol résulte de nombreuses avalanches formées dans les cavités gazeuses (e.g., air) du sol. Ces avalanches se propagent petit à petit dans le sol entourant l'électrode de terre. Un exemple de propagation est illustré sur la figure 2.5.

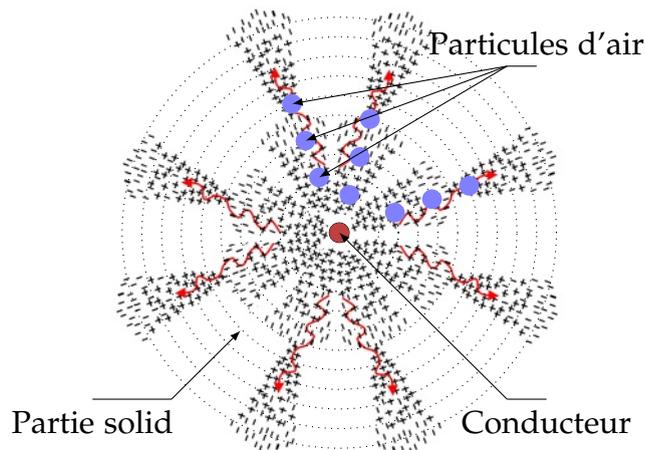


Figure 2.5 – Exemple de propagation de l'ionisation dans le sol

Plusieurs études ont révélé que le champ électrique nécessaire pour l'ionisation du sol (i.e., champ critique) est obtenu quand la caractéristique  $V-I$  devient non-linéaire. A la base des résultats expérimentaux, des formulations relatives au champ critique ont été proposées :

□ 1<sup>ère</sup> expression : Oettle [106] a proposé la formule suivante :

$$E_{CR} = 241\rho^{0,215} \text{ kV/cm} \quad (2.29)$$

□ 2<sup>ème</sup> **expression** : Une deuxième formulation a été établie par Manna [51] :

$$E_{CR} = 843\rho^{0,124} \text{ kV/cm} \quad (2.30)$$

où :  $E_{CR}$  est le champ électrique critique de l'ionisation et  $\rho$  est la résistivité du sol.

□ 3<sup>ème</sup> **expression** : Compte tenu de la configuration cylindrique du dispositif expérimental, et afin de tenir compte de l'évaluation de la zone ionisée, la formule suivante est également utilisée [51] :

$$E_{CR} = \frac{V_{th}}{r_{ion} \log\left(\frac{r_{out}}{r_{ion}}\right)} \text{ kV/cm} \quad (2.31)$$

où

- $V_{th}$  : la tension critique de l'ionisation en (kV),
- $r_{out}$  : le rayon externe de l'électrode en (m),
- $r_{ion}$  : le rayon de la zone ionisée en (m).

L'application de cette troisième expression nécessite à la fois la conception du dispositif et la détermination de tous les paramètres intervenant dans cette expression [51].

En raison de la vitesse limitée de propagation de l'impulsion du courant le long de l'électrode de terre, une partie importante du courant se dissipe dans le sol au début de sa propagation (le long de l'électrode) entraînant l'élévation du potentiel dans le sol, ceci a pour effet d'intensifier le champ électrique. Le potentiel et donc le champ électriques diminuent en fonction de la propagation de l'onde courant le long de l'électrode. Par voie de conséquence, la zone ionisée, dépendant essentiellement du champ électrique, se trouve rétrécie avec la propagation du courant. Étant donné que la dissipation du courant dans le sol se fait d'une manière radiale, on peut introduire la notion d'un rayon effectif représentant la zone ionisée entourant chaque segment de mise à la terre. La figure 2.6 illustre une représentation du processus de l'ionisation.

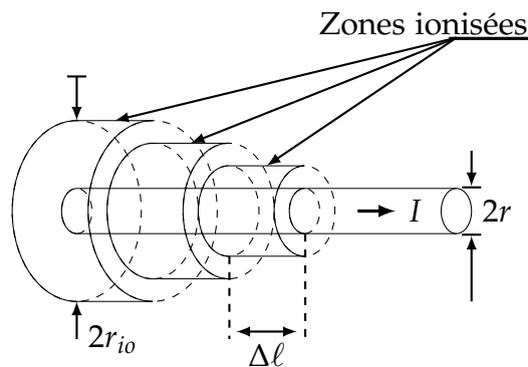


Figure 2.6 – Zones d'ionisation lors de l'utilisation d'une électrode de terre

Lorsque la densité de courant à proximité de l'électrode est élevée, le champ électrique  $E$  dans cette région peut dépasser la limite critique  $E_{CR}$  (entre 0,2 et 1,7MV/m) permettant à l'ionisation d'avoir lieu. L'intensité du champ électrique à la limite de la zone ionisée est donnée par :

$$E_{CR} = \rho J_{io} = \rho \frac{I_{io}}{2\pi\Delta\ell r_{io}} \quad (2.32)$$

Le rayon équivalent pour chaque segment peut être obtenu par :

$$r_{io} = \frac{I_{io}}{E_{CR}} \frac{\rho}{2\pi\Delta\ell} \quad (2.33)$$

$I_{io}$  est le courant dissipé dans le sol à travers un segment conducteur.

### 2.3.2 Effet du Couplage Mutuel

L'inductance mutuelle générée lors de la circulation du courant impulsionnel reflète l'effet du couplage inductif entre les segments du conducteur de terre. Elle correspond à la tension induite dans le  $i$ ème segment lorsque le courant traverse le  $j$ ème segment [102]. Sur la base de la méthode de Galerkin [107], la tension le long du  $j$ ème segment, induite suite à l'influence du  $i$ ème segment (considéré comme source d'influence), est déterminée à l'aide des approximations des fonctions de Green. L'inductance mutuelle  $M_{ij}$  entre deux segments  $i$  et  $j$  séparés par une distance  $D$  peut être évaluée en utilisant la formule de Neumann suivante [108] :

$$M_{ji} = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \exp(-jkr_{ji}) \frac{\cos(\theta)}{r_{ji}} dl_i dl_j, \quad \theta = \text{angle}(\vec{dl}_i, \vec{dl}_j) \quad (2.34)$$

Cette mutuelle peut être approchée par l'intégrale de Neumann statique en ne conservant que le terme statique de l'expansion de la série de Maclaurin correspondante [102] :

$$M_{ji} \approx \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \left(1 - jkr_{ji} - k^2 r_{ji}^2 + \dots\right) \frac{\cos(\theta)}{r_{ji}} dl_i dl_j \approx \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \frac{\cos(\theta)}{r_{ji}} dl_i dl_j \quad (2.35)$$

Les figures 2.7(a) et 2.7(b) illustrent les dispositions possibles entre deux segments du conducteur, utilisées pour calculer les inductances mutuelles.

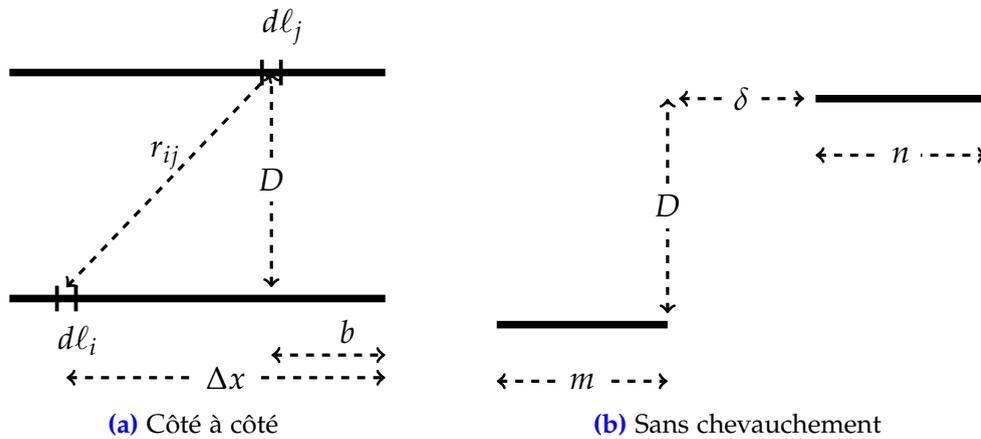


Figure 2.7 – Inductance mutuelle entre deux segments parallèles

Dans le cas des segments parallèles de même longueur  $\Delta\ell$  (sur la figure 2.7(a)),  $\cos\theta = 1$  et la distance  $r_{ij}$  entre le point source et le point du champ (c'est-à-dire deux éléments partiels des segments correspondants) est égale à :

$$r_{ij} = \sqrt{D^2 + (\Delta x - b)^2}$$

L'intégration de (2.35) le long de deux segments parallèles sans chevauchement est telle que :

$$M_{ji} = \frac{\mu_0}{2\pi} \left\{ \Delta\ell \log \frac{\Delta\ell + \sqrt{\Delta\ell^2 + D^2}}{D} - \sqrt{\Delta\ell^2 + D^2} + D \right\} \quad (2.36)$$

En supposant que pour chaque segment, la longueur est bien supérieure à la distance  $D$  et que l'effet de la section transversale est inappréciable, l'inductance mutuelle de (2.36) se simplifie en (2.37) :

$$M_{ji} = \frac{\mu_0}{2\pi} \left\{ \Delta\ell \log \left( \frac{2\Delta\ell}{D} \right) - \Delta\ell + D \right\} \quad (2.37)$$

Dans [109], l'inductance mutuelle entre deux segments parallèles (Fig. 2.7(b)) est donnée par :

$$M_{ji} = \frac{\mu_0}{4\pi} \left\{ \alpha \sinh^{-1} \left( \frac{\alpha}{D} \right) - \beta \sinh^{-1} \left( \frac{\beta}{D} \right) - \gamma \sinh^{-1} \left( \frac{\gamma}{D} \right) + \delta \sinh^{-1} \left( \frac{\delta}{D} \right) \right. \\ \left. - \sqrt{\alpha^2 + D^2} + \sqrt{\beta^2 + D^2} + \sqrt{\gamma^2 + D^2} - \sqrt{\delta^2 + D^2} \right\} \quad (2.38)$$

où, les paramètres  $\alpha$ ,  $\beta$  et  $\gamma$  sont définis, à l'aide de la représentation géométrique de la figure 2.7(b), par :

$$\begin{aligned} \alpha &= (n + m + \delta) \\ \beta &= (n + \delta) \\ \gamma &= (m + \delta) \end{aligned}$$

Dans le cas particulier où les deux segments sont situés sur le même axe, l'inductance mutuelle en ( $\mu H$ ) se simplifie comme suit [109] :

$$M_{ji} = 0,23 \{ \alpha \ln(\alpha) - \beta \ln(\beta) - \gamma \ln(\gamma) + \delta \ln(\delta) \} \quad (2.39)$$

L'influence de la permittivité du sol sur le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre est davantage liée à leur couplage capacitif [100]. La capacité mutuelle  $C_{ji}$  entre deux segments  $i$  et  $j$  séparés par une distance  $D$  peut être exprimée à l'aide de la théorie des champs électromagnétiques pour deux segments horizontaux et verticaux, respectivement, comme suit [36] :

$$C_{ji} = \frac{4\pi\epsilon_{soil}\Delta\ell_i\Delta\ell_j}{\left\{ \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \frac{dl_i dl_j}{r_{ji}} - K_\epsilon \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_{i'}} \frac{dl_{i'} dl_j}{r_{ji'}} \right\}} \quad (2.40)$$

et

$$C_{ji} = \frac{4\pi\epsilon_{soil}\Delta\ell_i\Delta\ell_j}{\left\{ \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \frac{dl_i dl_j}{r_{ji}} \right\}} \quad (2.41)$$

où,  $\Delta\ell_j$ ,  $\Delta\ell_i$  et  $\Delta\ell_{i'}$  sont les longueurs des segments  $j$ ,  $i$  et l'image  $i'$ , respectivement. Ainsi que  $r_{ji}$  et  $r_{ji'}$  sont les distances entre le point source et celui du champ en basant sur le principe des images.

Par ailleurs, le problème de la répartition inégale de la tension est très important dans

un système de mise à la terre multi-points [100]. Ce problème devient plus prononcé avec la complexité géométrique du système de terre à étudier, comme dans le cas des grilles de mise à la terre ; différents points auront différents potentiels sous une décharge de foudre.

Similairement, une tension peut être engendrée dans le segment  $i$  par un couplage résistif du segment  $j$ . La résistance mutuelle  $R_{ji}$  correspondante peut être calculée pour deux segments horizontaux et verticaux, respectivement, par [36] :

$$R_{ji} = \frac{\rho_{soil}}{4\pi\Delta\ell_i\Delta\ell_j} \left\{ \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \frac{dl_i dl_j}{r_{ji}} + K_\rho \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_{i'}} \frac{dl_{i'} dl_j}{r_{ji'}} \right\} \quad (2.42)$$

$$R_{ji} = \frac{\rho_{soil}}{4\pi\Delta\ell_j\Delta\ell_i} \left\{ \int_{\Delta\ell_j} \int_{\Delta\ell_i} \frac{dl_i dl_j}{r_{ji}} \right\} \quad (2.43)$$

Le principe des images employé pour l'inductance mutuelle est utilisé pour le calcul de la capacité et de la résistance mutuelles [36].

### 2.3.3 Procédure de Calcul

Cette partie décrit la méthodologie basée sur l'approche des lignes de transmission modifiée adoptée dans cette étude, en vue d'analyser le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre soumis à des courants impulsionnel rapides (de foudre). L'ionisation du sol, la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol, le couplage électromagnétique ainsi que la stratification du sol ont été pris en compte. L'organigramme de la figure 2.8 illustre les étapes de calcul.

Prime abord, nous introduisons les données du problème consistant en les dimensions géométriques du système de mise à la terre, sa résistivité électrique (représentant la nature du matériau), sa profondeur d'enfouissement, le nombre de segments conducteurs, la longueur de chaque segment, les paramètres électriques du sol (résistivité et permittivité de chaque couche), les caractéristiques de l'impulsion du courant injecté ( $T_1$ ,  $T_2$  et  $I_p$ ) et le temps effectif du signal du courant. Les potentiels et les courants initiaux sont considérés nuls.

La étape suivante est consacrée au calcul des constantes ( $a$ ,  $b$  et  $I_0$ ) de l'expression bi-exponentielle adoptée pour représenter le courant de foudre injecté [110] :

$$I(t) = I_0 [\exp(-at) - \exp(-bt)] \quad (2.44)$$

Les constants  $a$  et  $b$  sont calculés à partir du temps de montée  $T_1$  et de la durée d'impulsion  $T_2$  ainsi que  $I_0$  est évalué à partir du pic (valeur de crête) du courant  $I_p$ .

$$a = \frac{0,69}{T_2} \quad (2.45a)$$

$$b = \frac{2,2}{T_1} \quad (2.45b)$$

$$I_0 = \frac{I_p}{\left\{ 1 + \left(\frac{a}{b}\right) \left[ \log\left(\frac{a}{b}\right) - 1 \right] \right\}} \quad (2.45c)$$

Ensuite, le calcul de la résistivité apparente du sol stratifié en deux couches permet

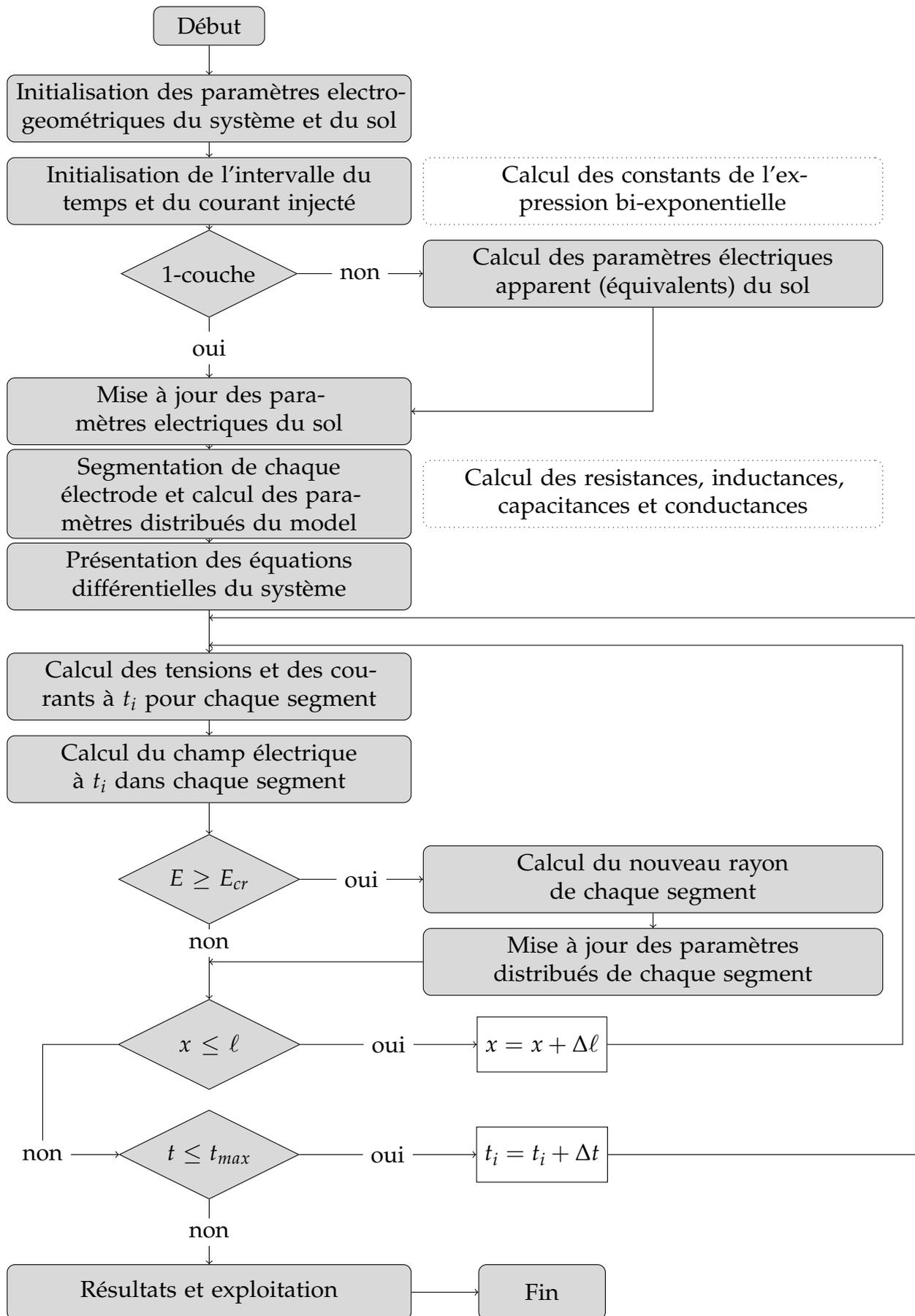


Figure 2.8 – Organigramme de calcul de l'approche des lignes de transmission modifiée

de déterminer les paramètres distribués de chaque segment de conducteur de longueur  $\Delta\ell$ . La résistivité apparente  $\rho_a$  peut être calculée en fonction du facteur de réflexion  $K = (\rho_2 - \rho_1)/(\rho_2 + \rho_1)$ , de la profondeur de couche supérieure  $H$  et de la profondeur d'enfouissement  $h$  de chaque électrode de mise à la terre par :

$$\rho_a = \frac{\rho_1}{\left\{ 1 + \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right) \left[ 1 - \exp \left( \frac{1}{K(h + 2H)} \right) \right] \right\}}, \quad \text{si } \rho_1 > \rho_2 \quad (2.46)$$

$$\rho_a = \rho_2 \left\{ 1 + \left( \frac{\rho_2}{\rho_1} - 1 \right) \left[ 1 - \exp \left( -\frac{1}{K(h + 2H)} \right) \right] \right\}, \quad \text{si } \rho_1 < \rho_2 \quad (2.47)$$

L'impact de la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol sur la réponse transitoire devrait être analysé pour une multitude de fréquences en raison de la gamme fréquentielle importante contenant dans l'onde du courant injecté ; ce qui dévoile la difficulté d'incorporer les propriétés du sol dépendantes de la fréquence dans le domaine du temps [111]. Un tel effet a été effectué à une fréquence représentative équivalente  $f_{eq}$  évaluée au quatrième de l'inverse du temps de montée du courant injecté  $T_1$  (c'est-à-dire  $f_{eq} = \frac{1}{4T_1}$ ) [24]. C'est la fréquence que nous avons utilisée pour estimer la résistivité et la permittivité relative du sol selon le modèle de Scott et *al.* [21] :

$$\sigma = 10^\Gamma \quad (mS/m) \quad (2.48)$$

$$\varepsilon_r = 10^\Lambda \quad (2.49)$$

$$\begin{aligned} \Gamma &= 0,028 + 1,098 \log_{10}(\sigma_{LF}) - 0,068 \log_{10}(f) + 0,036 \log_{10}^2(\sigma_{LF} \cdot 10^{-3}) \\ &\quad - 0,046 \log_{10}(\sigma_{LF}) \log_{10}(f) + 0,018 \log_{10}^2(f) \\ \Lambda &= 5,491 + 0,946 \log_{10}(\sigma_{LF}) - 1,097 \log_{10}(f) + 0,069 \log_{10}^2(\sigma_{LF}) \\ &\quad - 0,114 \log_{10}(\sigma_{LF}) \log_{10}(f) + 0,067 \log_{10}^2(f) \end{aligned}$$

$f$  est la fréquence équivalente en (Hz) et  $\sigma_{LF}$  est la conductivité du sol en basse fréquence (de 100Hz).

Nous calculons les paramètres distribués ( $\Delta R$ ,  $\Delta L$ ,  $\Delta C$  et  $\Delta G$ ) de chaque segment conducteur de longueur  $\Delta\ell$  en se basant sur les expressions données précédemment dans la section 2.2.

Dans le circuit équivalent (Fig. 2.3), les grandeurs électriques (i.e., potentiel  $V$  et courant  $I$ ) dépendent à la fois du temps  $t$  et de la position du segment  $x_i$  le long de l'électrode. Un courant impulsionnel excitant le conducteur de terre à son extrémité émet des ondes progressives se propageant le long de l'électrode, régies par les équations de lignes de transmission suivantes :

$$-\Delta V(x_i, t) = \Delta R I(x_i, t) + \Delta L \frac{\partial I(x_i, t)}{\partial t} \quad (2.50a)$$

$$-\Delta I(x_i, t) = \Delta G V(x_i, t) + \Delta C \frac{\partial V(x_i, t)}{\partial t} \quad (2.50b)$$

Dans ce travail, la solution des équations de la ligne de transmission est réalisée dans le domaine modal, où un système de  $n$  segments couplés (i.e., équation différentielle d'ordre  $n$ ) est représenté par  $n$  lignes indépendantes (i.e., un système de  $n$  équations différentielles du premier ordre) représentant les segments conducteurs.

Sur la base de la théorie des circuits, l'inductance (respectivement la capacité) mutuelle

est prise en compte en rajoutant le terme :

$$\sum_{j=1, j \neq i}^n M_{ij} \frac{\partial I}{\partial t}(x_j, t) \quad \left( \text{respectivement} \quad \sum_{j=1, j \neq i}^n C_{ij} \frac{\partial V}{\partial t}(x_j, t) \right)$$

à la  $i$ ème dérivée de la tension (respectivement du courant) de l'équation de la ligne de transmission donnée par (2.50a) (respectivement par (2.50b)). Une procédure similaire pourrait être utilisée pour la résistance mutuelle. Cette dernière est quantifiée par un courant de fuite circulant entre le  $i$ ème et le  $j$ ème segments, à travers  $R_{ij}$ . Pour cela, nous rajoutant le terme :

$$\sum_{j=1, j \neq i}^n \frac{V(x_i, t) - V(x_j, t)}{R_{ji}}$$

à la  $i$ ème dérivée du courant donnée par (2.50b).

Pour chaque segment du conducteur, le système d'équations différentielles est résolu itérativement pour déterminer le courant et la tension le long de chaque électrode du système de terre. La densité de courant, déduite du courant, est ensuite utilisée pour le calcul du champ électrique en utilisant l'expression (2.32). Le phénomène de l'ionisation du sol aura lieu lorsque le champ électrique atteint ou dépasse la valeur du champ local critique autour de chaque segment. Si le critère d'ionisation est vérifié, le rayon de chaque segment du système de mise à la terre est modifié conformément à l'expression (2.33) et les paramètres du modèle sont mis à jour en conséquence. Notons que la valeur critique du champ électrique a été calculée en utilisant l'expression empirique d'Oettle [Eq. (2.29)].

Les étapes précédentes sont répétées pour tous les segments du système de terre en question jusqu'à ce que temps effectif du signal soit expiré. Pour l'analyse des résultats, nous nous sommes particulièrement concentrés sur la distribution du potentiel ainsi que sur l'impédance transitoire et celle impulsionnelle du système. L'impédance transitoire est définie comme le rapport tension/courant dans le domaine temporel et l'impédance impulsionnelle par la valeur de crête de tension à la valeur de crête du courant [36].

## 2.4 Résultats et Validation

La validation du modèle que nous avons proposé est faite en effectuant une comparaison avec des résultats expérimentaux obtenus par d'autres chercheurs lors de l'utilisation des systèmes de terre soumis à des courants impulsionnels de faibles [17] et de fortes [18] amplitudes.

### 2.4.1 Résultats Suite à l'Injection des Courants de Faibles Amplitudes

Des électrodes verticales et horizontales ainsi qu'une grille de mise à la terre avec piquets enterrées dans un sol à deux couches ont été utilisées (Fig. 2.9). La couche supérieure du sol a une profondeur de 8 m et une résistivité de  $200 \Omega \cdot m$ . La couche inférieure est caractérisée par une profondeur infinie et une résistivité de  $50 \Omega \cdot m$ . La permittivité relative des deux couches de sol est de  $\epsilon_r = 10$ . Des électrodes verticales d'un diamètre de 16mm et de longueurs comprises entre 1,2 et 4,8m sont étudiées. De telles électrodes sont soumises à un courant impulsionnel de  $8,2/36\mu s$  et d'amplitude de 1,2A. Des électrodes horizontales de longueurs comprises entre 14 et 33m ont été également envisagées. Un courant impulsionnel d'une forme d'onde de  $4,9/13\mu s$  et d'amplitude de 2,4A a été adopté pour analyser les réponses transitoires de tels systèmes [17]. La

grille de mise à la terre, de  $3 \times 3 \text{ m}^2$ , soumise à un courant impulsionnel d'une forme d'onde  $3,7/13,5 \mu\text{s}$  et d'amplitude de  $1,3 \text{ A}$  a été également investiguée. Les performances des systèmes de mise à la terre ont été examinées en termes de potentiel (GPR) et d'impédances transitoire et impulsionnelle.

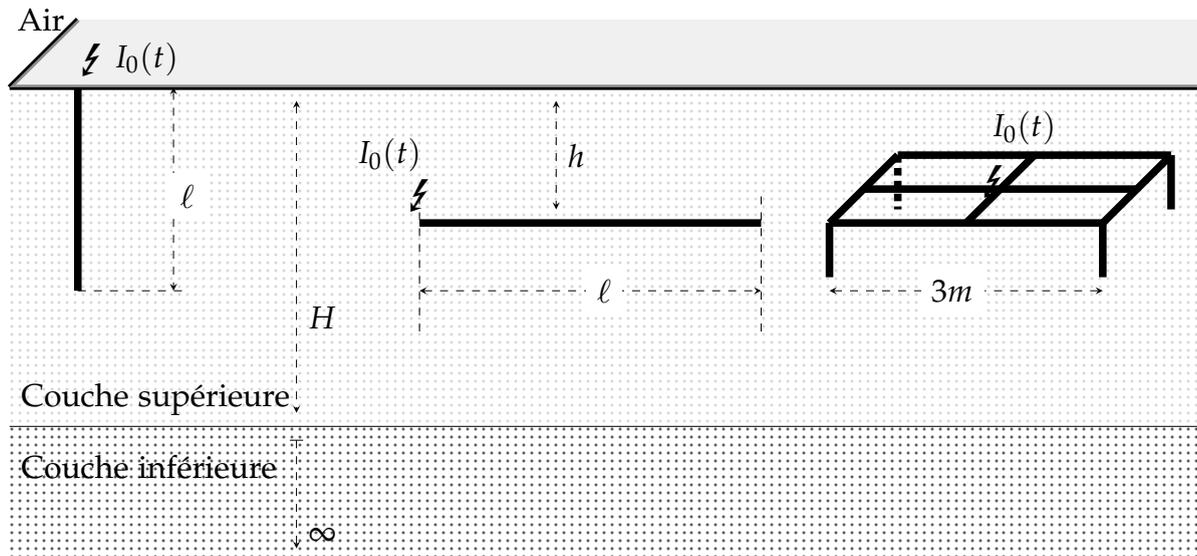


Figure 2.9 – Systèmes de mise à la terre étudiés

Les résultats relatifs aux potentiels aux points d'injection, comparés à ceux expérimentaux [17], ont été présentés sur les figures 2.10(a), 2.10(b) et 2.10(c) et obtenus respectivement lors de l'emploi des électrodes verticales, horizontales et une grille de mise à la terre.

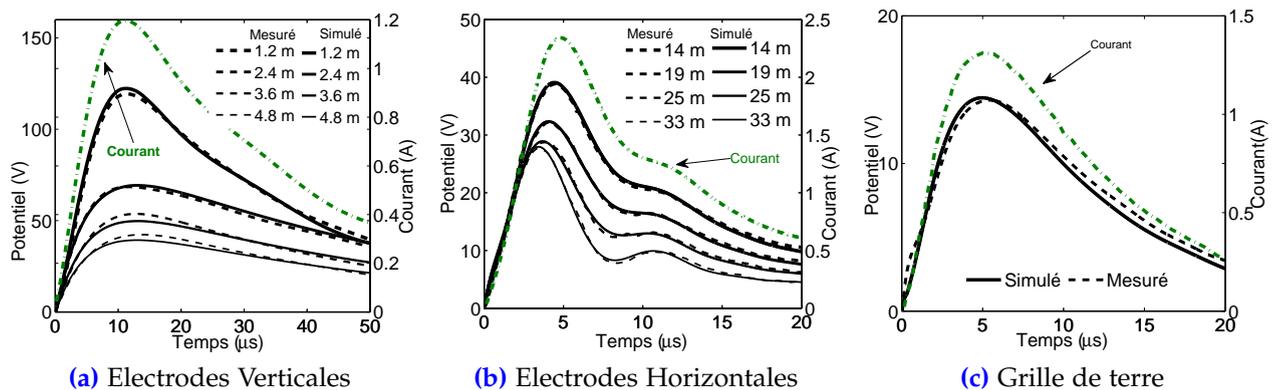
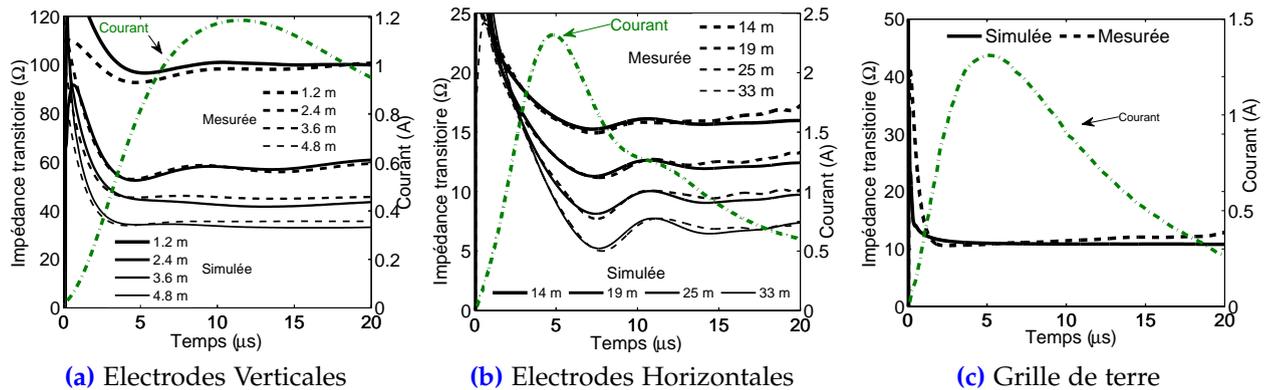


Figure 2.10 – Réponses transitoires suite à des courants impulsionnels de faibles amplitudes

Un bon accord, entre nos résultats et ceux expérimentaux de Harid et *al.* [17], a été obtenu. Pour les deux types des électrodes, l'amplitude du potentiel diminue avec l'augmentation de la longueur de l'électrode. En effet, plus l'électrode est longue, plus le contact avec le sol est important, ce qui facilite l'écoulement du courant dans le sol. Par conséquent, le potentiel diminue. Par ailleurs, pour une longueur donnée de l'électrode horizontale, la forme d'onde du potentiel est en avance sur le signal du courant. Cela implique que le comportement de cette électrode est principalement inductif. Cependant, l'électrode verticale présente un comportement résistif puisque le signal du potentiel et celui du courant sont pratiquement en phase. La réponse de la grille de mise à la terre

présente un comportement inductif étant donné l'avance du pic du potentiel par rapport à celui du courant.

La figure 2.11 montre les variations temporelles de l'impédance transitoire au cours des 20 premières microsecondes d'application du courant.



**Figure 2.11** – Impédance transitoire suite à des courants impulsionnels de faibles amplitudes

Pour une disposition (verticale ou horizontale) donnée de l'électrode, l'impédance transitoire chute brusquement depuis une valeur initiale de forte amplitude (commune et indépendante de la longueur de l'électrode horizontale), atteint un minimum et augmente légèrement avant de se stabiliser en tendant vers une limite constante. La première phase correspond au front d'onde ascendant et décrit le comportement à hautes fréquences de l'électrode de terre. Pour le cas des électrodes verticales, cette phase dure environ de  $4 \mu s$ . Cependant, la période d'une telle phase augmente avec l'augmentation de la longueur de l'électrode horizontale. Le temps de la chute brutale de l'impédance est de 4, 6, 7 et  $8 \mu s$ , pour une longueur de 14, 19, 25 et 33 m, respectivement. La deuxième phase (augmentation progressive) est associée à la résistance à basses fréquences des électrodes de terre. La valeur minimale de l'impédance transitoire (qui est inférieure à la résistance à basses fréquences) de l'électrode est due à la diminution de la résistivité du sol en fonction de la fréquence du courant injecté.

Pour évaluer les performances des systèmes de terre soumis à un courant impulsionnel, divers paramètres d'impédance à des instants spécifiques ont été définis dans la littérature [53, 112]. L'impédance impulsionnelle  $Z_1$  est définie par le rapport du pic de la tension à celui du courant. Elle permet d'estimer l'élévation du potentiel du système de terre. Cette expression est donnée par :

$$Z_1 = \frac{V_p}{I_p} \quad (2.51)$$

De plus, l'impédance  $Z_2$  est définie par le rapport des valeurs de la tension et du courant se produisant à l'instant du pic du courant :

$$Z_2 = \frac{V(t_{I_p})}{I_p} \quad (2.52)$$

Par ailleurs, un troisième paramètre d'impédance  $Z_3$  est proposé. Il est représenté par le rapport des valeurs de la tension et du courant se produisant à l'instant du pic du potentiel :

$$Z_3 = \frac{V_p}{I(t_{V_p})} \quad (2.53)$$

La figure 2.12 montre l'évolution de chaque impédance en fonction de la longueur de l'électrode. Les impédances mesurées ont été estimées à partir des caractéristiques expérimentales tension-courant [17] et incorporées sur la même figure (Fig. 2.12).

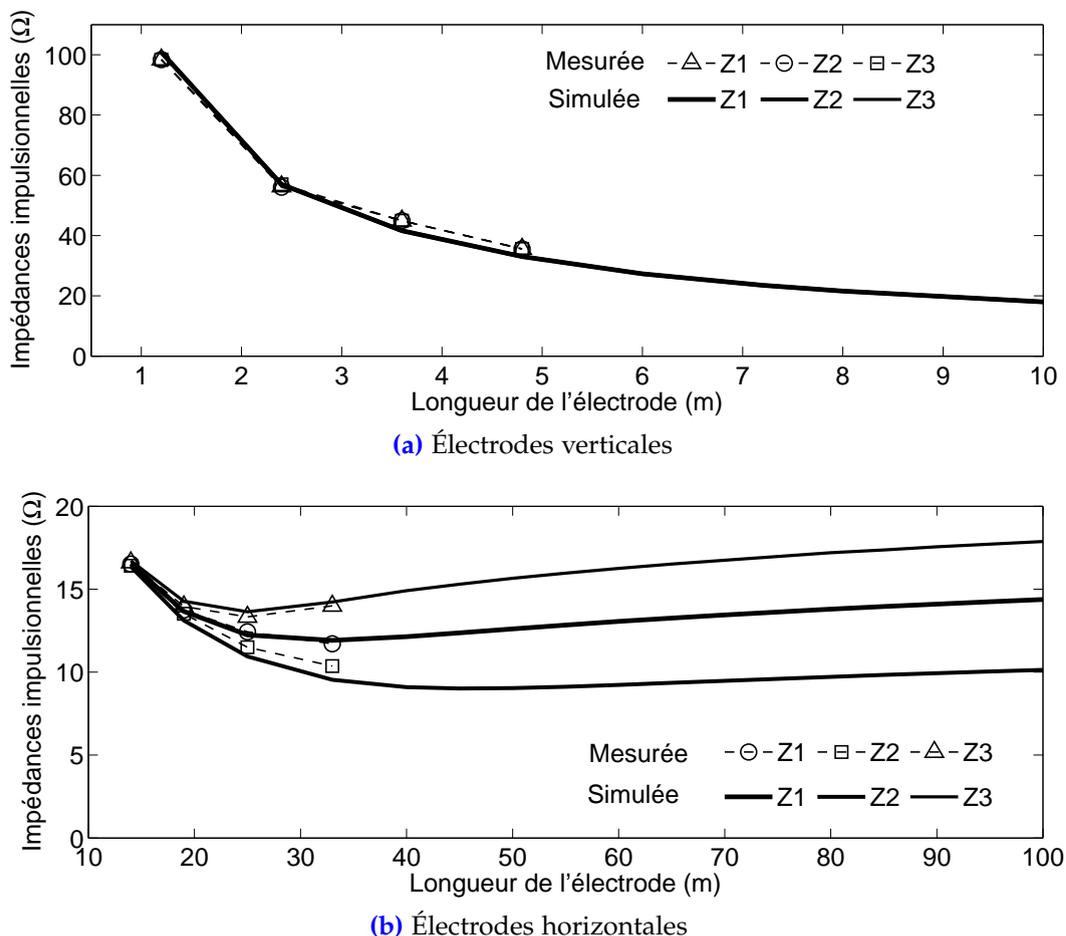


Figure 2.12 – Impédances impulsionnelles en fonction de la longueur de l'électrode

En général, un bon accord a été observé entre les résultats simulés et mesurés pour les conducteurs de mise à la terre verticaux et horizontaux. Quelle que soit la longueur des électrodes verticales, les trois impédances présentent pratiquement les mêmes valeurs ; l'effet est résistif puisque les ondes du potentiel et celles du courant sont en phases. Les trois impédances montrent une diminution non-linéaire avec l'augmentation de la longueur de l'électrode. Dans le cas des électrodes horizontales, les trois impédances ont des valeurs très différentes, étant donné que le comportement des électrodes est inductif. Avec l'augmentation de la longueur de l'électrode, les trois impédances diminuent rapidement, atteignent un minimum et augmentent progressivement, par la suite. Pour la grille de mise à la terre, l'impédance  $Z_1$  calculée pour un courant injecté de  $3,7/13,5 \mu s$  de forme impulsionnelle et d'amplitude de  $1,5 A$  est de  $11,01 \Omega$ . Cette valeur est très proche à celle mesurée ( $10,95 \Omega$ ) [17].

## 2.4.2 Résultats Suite à l'Injection des Courants de Fortes Amplitudes

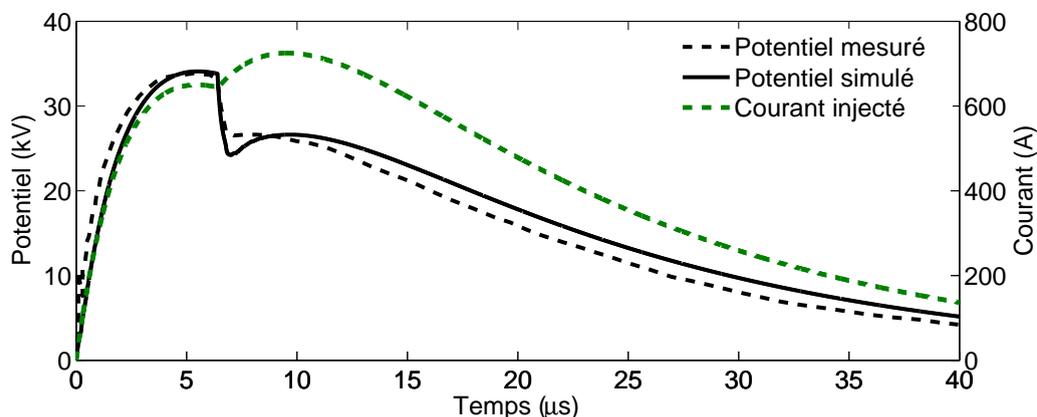
Dans cette partie, des électrodes verticales, de  $16mm$  de diamètre, soumises à des courants impulsionnels de fortes amplitudes ont été étudiées. Les essais rapportés dans [18] ont été réalisés pour des électrodes ayant des longueurs comprises entre  $1,2$  et  $4,8m$ , installées dans un sol homogène. La résistivité du sol déduite de la résistance de basses

fréquences est d'environ  $\rho_{sol} = 250\Omega \cdot m$ . Afin de pouvoir comparer les résultats du modèle avec ceux obtenus expérimentalement [18], le courant injecté que nous avons pris est celui mesuré. Le meilleur ajustement de ce courant a été fait en le modélisant comme étant la somme de deux fonctions exponentielles données par :

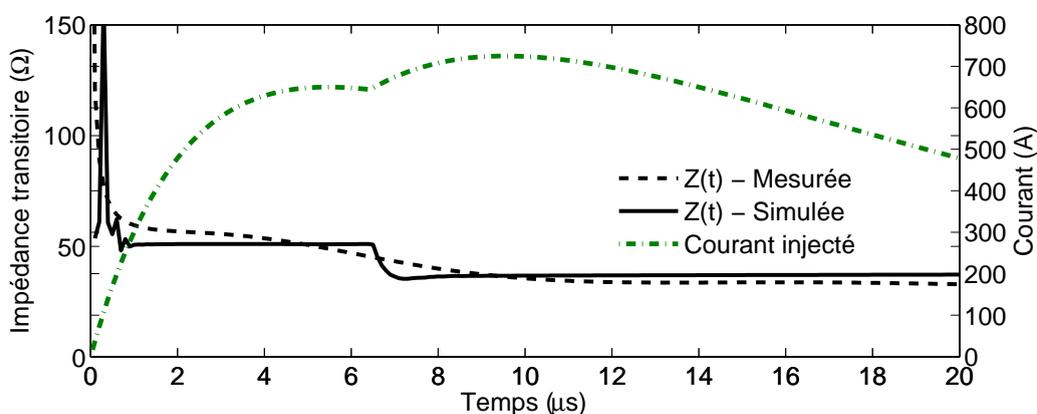
$$I(t) = \begin{cases} i_1(t) & \text{pour } t < t_{cr} \\ i_2(t) & \text{pour } t \geq t_{cr} \end{cases} \quad (2.54)$$

où,  $i_1$  (respectivement  $i_2$ ) est caractérisé par une forme d'onde  $5/13\mu s$  et une amplitude  $I_{p1}$  (respectivement par une forme d'onde  $8,7/10,7 \mu s$  et d'une amplitude  $I_{p2}$ ) ainsi que  $t_{cr}$  est l'instant de l'initiation de l'ionisation du sol.

La figure 2.13 présente les variations du courant injecté, du potentiel et de l'impédance transitoire pour une électrode verticale de  $4,8m$  de long. Le potentiel calculé à l'aide du modèle est en bon accord avec celui mesuré pour un courant d'amplitude de  $700A$  [18]. En raison de l'ionisation du sol, qui dans ce cas commence à  $t_{cr}$  égal pratiquement à  $6$  microsecondes, le courant présente un deuxième pic ( $I_{p2}$ ) supérieur au premier ( $I_{p1}$ ) de pré-ionisation. Juste après l'ionisation, nous observons une forte diminution du potentiel, qui est également bien prédit par le modèle proposé.



(a) Potentiel et courant injecté



(b) Impédance transitoire

Figure 2.13 – Potentiel et impédance transitoires d'une électrode de  $4,8m$  (forte amplitude)

L'impédance transitoire (Fig. 2.13(b)) est constante pendant la période de pré-ionisation. Sa valeur égale à la résistance mesurée en basses fréquences ( $52,35 \Omega$ ). Cette impédance chute par la suite à une valeur constante. Ce dernier palier correspond à la période de post-ionisation.

La figure 2.14 montre l'évolution de l'impédance impulsionnelle  $Z_{21}$  en fonction du premier pic du courant. Un bon accord a été obtenu entre les valeurs mesurées et celles simulées, et ce pour les différentes longueurs de l'électrode.

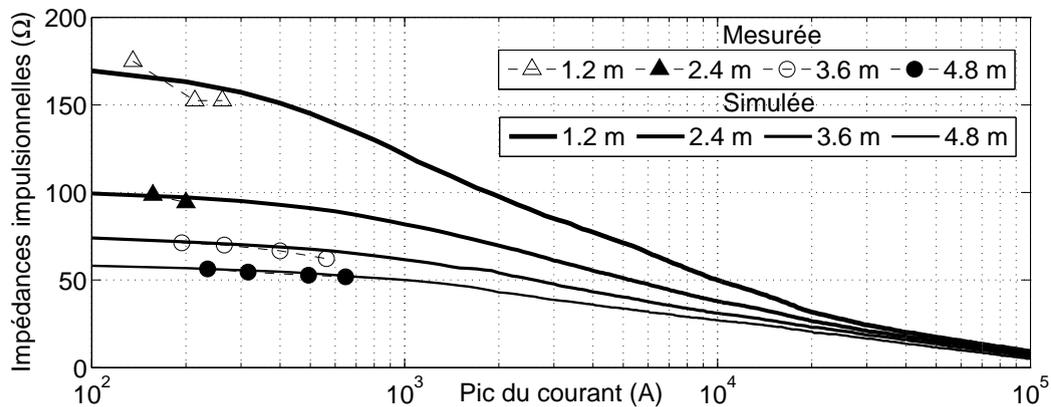


Figure 2.14 – Impédance  $Z_{21}$  des électrodes verticales soumises à un courant impulsionnel de forte amplitude

Une légère réduction de  $Z_{21}$  est observée avec l'augmentation de l'amplitude du pic du courant. En d'autres termes, l'effet de l'ionisation du sol engendré par un courant de forte amplitude est beaucoup plus important que celui provoqué par un courant de faible amplitude. Aux faibles courants, correspondant à un effet de pré-ionisation ou de faible ionisation, l'impédance impulsionnelle diminue avec l'augmentation de la longueur de l'électrode. Cependant, à des courants de fortes amplitudes, l'effet de l'ionisation du sol est plus intense et les impédances impulsionnelles tendent à devenir indépendantes de la longueur de l'électrode. Une constatation similaire a été déjà obtenue expérimentalement [18].

Pour l'électrode de 4,8m, le paramètre  $Z_{22}$  associé au deuxième pic du courant et calculé par le modèle proposé pour un courant injecté de 700A est égal à 35,96Ω. Cette valeur est très proche à celle mesurée de 36,25 Ω [18].

## 2.5 Conclusion

L'approche des lignes de transmission (TLM) a été appliquée en vue d'analyser le potentiel transitoire, ainsi que l'impédance transitoire et celle impulsionnelle des électrodes et grilles de mise à la terre. Ces dernières ont été soumises à des courants impulsionnels et enfouis dans des sols homogènes ou stratifiés en deux couches. Nous nous sommes intéressés à évaluer du système de terre. Les effets dépendant du temps (l'ionisation du sol), de la fréquence (la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol) ainsi que ceux liés au couplage électromagnétique mutuel, ont été incorporés. Les principales conclusions retenues, dans ce chapitre, sont les suivantes :

1. L'approche des lignes de transmission (TLM) a été adoptée étant donné sa simplicité, facilité et souplesse notamment dans l'incorporation des effets dépendant du temps (l'ionisation du sol), de la fréquence (la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol) ainsi que ceux liés au couplage électromagnétique mutuel.
2. Nos résultats ont été confrontés avec succès à ceux mesurés pour des courants impulsionnels de faible et de forte amplitudes et rapportés dans la littérature [17, 18], ce qui valide le modèle que nous avons élaboré.

3. L'écoulement du courant se fait à travers la surface du contact de l'électrode avec le sol. Ce contact sera important pour les longues électrodes facilitant la dissipation du courant dans le sol s'écoule rapidement dans le sol. Ainsi, le potentiel transitoire diminue.
4. Le comportement électrique de l'électrode horizontale et de la grille est inductif. Tandis que, l'électrode verticale présente un comportement purement résistif.
5. L'impédance transitoire d'une électrode est caractérisée par une diminution rapide (décrivant le comportement de l'électrode en hautes fréquences) d'une valeur indépendante de la longueur, atteint un minimum et augmente légèrement avant de tendre vers un palier constant (correspondant à la résistance de basses fréquences).

# Chapitre 3

## Longueur Effective des Électrodes Horizontales : Nouveau Concept et Optimisation

---

**C**E chapitre porte sur l'optimisation des électrodes de mise à la terre en hautes fréquences. Pour cela, le comportement transitoire d'une électrode horizontale de terre enfouie dans un sol uniforme ou à deux couches, est étudié. Ce comportement consiste en le potentiel et l'impédance impulsionnelle de l'électrode. En se basant sur une nouvelle définition de la longueur effective des électrodes horizontales, une expression de la longueur effective des électrodes horizontales en fonction des paramètres les plus prépondérants influençant cette longueur est proposée, puis optimisée en utilisant algorithmes génétiques. La formule ainsi obtenue permettrait la conception des électrodes de mise à la terre économiques et efficaces. La validation est effectuée en comparant nos résultats à ceux rapportés dans la littérature.

---

---

<b>3.1</b>	<b>Concept de l'Optimisation des Systèmes de Terre</b>	<b>61</b>
<b>3.2</b>	<b>Optimisation des Électrodes en Hautes Fréquences</b>	<b>63</b>
<b>3.3</b>	<b>Potentiel Transitoire et Impédance Impulsionnelle</b>	<b>64</b>
<b>3.4</b>	<b>Longueur Effective d'une Électrode Horizontale</b>	<b>69</b>
<b>3.5</b>	<b>Formulation de la Longueur Effective</b>	<b>73</b>
<b>3.6</b>	<b>Conclusion</b>	<b>79</b>

---

### 3.1 Concept de l'Optimisation des Systèmes de Terre

Le système de mise à la terre approprié doit être dimensionné pour assurer la sécurité des personnes, des appareils et des équipements, et améliorer la qualité de service du réseau électrique. Pour cela, il doit avoir une faible résistance. Il faut veiller également est ce que la tension de pas et celle de contact ne dépassent pas les limites admissibles tolérables. La réalisation des systèmes de terre passe par une étude technico-économique. Il s'agit de concevoir des systèmes fiables, efficaces et, en même temps, économiques (donc optimisés).

Il est impossible de répertorier toutes les contributions dans le domaine de l'optimisation des systèmes de mise à la terre. En basses fréquences, de nombreux modèles mathématiques de la résistance de terre (e.g., [52]) ou du coût (fonction objectif) (e.g., [113]) soumis à diverses contraintes, ont été proposés dans la littérature. La fonction objectif (coût) est une fonction de paramètres géométriques tels que le nombre et le diamètre des conducteurs et/ou piquets, la profondeur d'enfouissement, l'espacement entre les conducteurs, . . . etc. Comme contraintes, les tensions de contact et de pas (en un point quelconque de l'installation) ne doivent pas dépasser les valeurs maximales admissibles tolérables. Certains chercheurs (e.g., [114, 115]) ont opté pour un problème mono-objectif représenté par une fonction de la résistance de terre et les tensions de contact et de pas. D'autres (e.g., [116]) ont adopté une optimisation multi-objectif en minimisant au coût et les délais de réalisation des systèmes de terre. Pour cela, de nombreuses techniques d'optimisation ont été mises au point dans ce domaine.

Différents travaux relatifs à l'optimisation des systèmes de terre ont été entrepris au sein du Laboratoire de Recherche en Électrotechnique (LRE) de l'École Nationale Polytechnique (ENP). A titre d'exemple, Alik et *al.* [117] ont développé trois techniques méta-heuristiques basées les essais particulières (PSO) ou/et les algorithmes génétiques (GA). L'objectif est d'optimiser, en basses fréquences, les grilles de terre de la centrale à turbine à gaz de Labreg (Wilaya de Khenchela), du poste de transformation de Ain El-Melh (Wilaya de M'Sila) et du poste de transformation de BirKhadem (Wilaya d'Alger). La fonction de coût proposée englobe tous paramètres rapportés dans la littérature, à savoir le nombre de conducteurs et leur dimension, la profondeur d'enfouissement de la grille, le nombre de piquets ainsi que leur longueur et la superficie totale des travaux d'excavation et de revêtement. Le problème d'optimisation consiste en la minimisation de la fonction de coût de chaque système de mise à la terre en se basant sur une décision optimale de ses paramètres géométriques et de construction conformément aux restrictions de sécurité exigées par ANSI/IEEE Std. 80-2000. Les résultats ainsi obtenus montrent que la technique hybride PSO-GA donne des valeurs du coût plus faibles relativement à GA ou PSO seule. D'autres applications relatives à l'optimisation des électrodes verticale de terre couvertes d'une matière de faible résistivité (Bentonite, Charbon de bois . . . etc.) ont été effectuées [118]. Pour cela, deux problèmes d'optimisation, en utilisant la technique des essaims de particules, ont été formulés. Le premier problème a porté sur la minimisation de la résistance de terre via l'optimisation de la longueur et du rayon de l'électrode ainsi que le volume de la matière de faible résistivité (MFR), en tenant compte de la limite d'enfouissement de l'électrode. Il a été montré que l'ajout d'une matière de faible résistivité autour de l'électrode contribue dans la réduction de la résistance de la mise à la terre. La couche de la MFR permet de réduire, plus de moitié, la résistance de la mise à la terre. Quant au deuxième problème, il a été consacré à la minimisation du coût de l'installation d'une électrode de terre tout en gardant la résistance de terre inférieure à une limite choisie au préalable. L'objectif était donc de concevoir des électrodes de mise à la terre efficaces et économiques. Selon les résultats obtenus, il est conseillé de disposer d'électrodes de petits rayons et installées partiellement dans la matière de faible résistivité. Cette matière a permis de réduire sensiblement la résistance de l'électrode, avec des taux de réduction dépassant les 60%.

Pour les travaux de recherche développés au sein du LRE sur l'optimisation des systèmes de terre en hautes fréquences, Kherif et *al.* [119] ont effectué, récemment, des

simulations numériques en vue d'estimer le potentiel et le courant transitoires induits sur le pipeline situé près du système de mise à la terre étudié. Ces chercheurs ont considéré différentes résistivités du sol et diverses distances de séparation entre le pipeline et le système de terre. Les résultats obtenus montrent que le potentiel et le courant transitoires induits dans le pipeline peuvent engendrer la corrosion, traduite en termes de perte de masse, du pipeline. Ils ont proposé, à cet effet, des limites optimales sur l'emplacement des pipelines en fonction de la résistivité du sol pour réduire davantage les interférences électromagnétiques et empêcher la formation de la corrosion galvanique.

Il convient de noter que les problèmes d'optimisation relatifs à la gamme de basses fréquences sont plus simples à ceux en hautes fréquences. S'il est facile d'établir des fonctions objectifs en basses fréquences, il n'en est pas de même pour les hautes fréquences. Pour contourner cette difficulté, une analyse paramétrique doit être effectuée pour analyser le comportement des systèmes de terre en hautes fréquences. Les résultats obtenus permettent de choisir les paramètres optimaux pour lesquels le système de terre devient approprié. Dans cette optique et dans la continuité de nos travaux de recherche sur l'optimisation des SMLTs, la suite de ce chapitre sera consacrée à l'optimisation de la longueur d'une électrode horizontale de terre, et ce en minimisant son impédance impulsionnelle.

## 3.2 Optimisation des Électrodes en Hautes Fréquences

Différentes configurations sont conçues et utilisées comme systèmes de mise à la terre pour protéger les équipements électriques et les individus et améliorer la qualité du service électrique en dissipant efficacement le courant de défaut, de foudre ou de manœuvre dans le sol. Réellement, la conception de tels systèmes vise à atténuer le potentiel du sol (GPR) et à contrôler les tensions de pas et de contact pour qu'elles ne dépassent pas certaines limites de sécurité [2]. Parmi les structures de mise à la terre les plus courantes, les électrodes horizontales sont largement utilisées pour renforcer la mise à la terre des lignes de transmission et dans les installations de télécommunication [4, 120]. Selon [121, 122], il est souhaitable d'avoir de longues électrodes pour obtenir de faibles valeurs de résistance de terre aux basses fréquences, en particulier dans les sols à haute résistivité.

En général, une partie importante du courant peut être dissipée dans le sol en traversant juste les premières portions de l'électrode de terre, notamment pour les sols faiblement résistifs [122]. De ce fait, nous avons pensé à introduire le concept de la «longueur effective» de l'électrode définie comme étant la longueur limite à partir de laquelle aucune réduction de l'impédance de mise à la terre n'est enregistrée [27]. D'ailleurs, Gupta et Thapar [27] ont présenté, dans leur étude, une formule pour déterminer la longueur effective des électrodes horizontales de terre. Une telle idée a été reprise par plusieurs chercheurs (e.g., [100, 123, 124]), qui ont proposé différentes définitions et formules. La validité de ces dernières a fait l'objet d'une étude effectuée par Liu et al. [101].

Grcev [26] a mené une recherche sur la longueur effective dans laquelle une approche par champ électromagnétique a été utilisée. Il a indiqué que la formule proposée par [27] n'est valide que pour un temps de montée lent, du fait que l'impulsion rapide du courant de foudre comporte des composantes de hautes fréquences. Ainsi, il a proposé une

nouvelle formulation. Ce travail a été complété, plus tard, par Alipio et Visacro [125] en incorporant l'effet de la dépendance en fréquence des paramètres électriques (permittivité et résistivité) du sol. Dans le même sens, d'autres recherches (e.g., [17, 126, 127]) ont été développées des travaux de simulation, par la suite, en vue d'estimer la longueur effective sur la base des résultats du potentiel et des impédances transitoire et impulsionnelle.

Il est à noter que les travaux de recherche suscités concernent des électrodes enfouies dans des sols uniformes (homogènes). Pour les sols stratifiés en deux couches, la profondeur de la couche du sol et le facteur de réflexion ont des effets significatifs sur les champs électromagnétiques pénétrant dans le sol ainsi que sur les performances transitoires des systèmes de mise à la terre [87]. En vue de fournir une meilleure estimation de la longueur effective, nous proposons, dans ce qui suit, notre propre définition suivie d'une nouvelle formulation quant à la longueur effective des électrodes horizontales soumises à différentes formes du courant impulsionnel et enfouies dans diverses structures un sol homogène ou stratifiée en deux couches.

### 3.3 Potentiel Transitoire et Impédance Impulsionnelle

Avant d'entamer la notion de la longueur effective des électrodes horizontales de terre lors de l'impact d'un courant impulsionnel, la réponse transitoire de telles électrodes doit d'abord être étudiée. Pour cela, des électrodes de différentes longueurs sont envisagées. Ces électrodes sont situées à une profondeur  $h$  en dessous de l'interface air-sol (située à  $z = 0$ ). Le conducteur est dirigé le long de l'axe des  $x$ . Un conducteur de cuivre mince de longueur  $\ell$  et de rayon  $r$  est enterré horizontalement dans un sol, uniforme ou non-uniforme (stratifié en deux couches), à pertes. Le sol uniforme (homogène) est caractérisé par une résistivité  $\rho_{sol}$ , une permittivité relative  $\epsilon_r$  et une perméabilité  $\mu_0$ . Le sol non-uniforme est constitué de deux couches, supérieure et inférieure. La couche supérieure (respectivement inférieure) a une profondeur finie  $H$  (respectivement infinie) ayant une résistivité  $\rho_1$  (respectivement  $\rho_2$ ) comme indiqué sur la figure 3.1 .

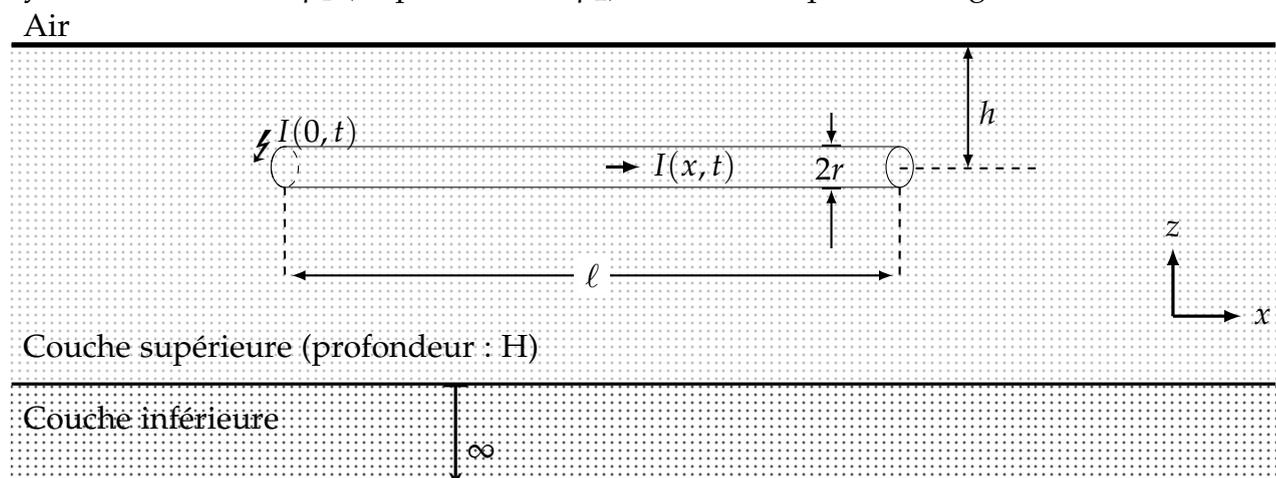


Figure 3.1 – Représentation d'une électrode horizontale enterrée dans un sol à deux couches

Des courants de foudre, de différents temps de montée, sont considérés. Ils sont injectés à l'une des deux extrémités des électrodes horizontales. La formulation à double exponentielle est adoptée pour simuler les courants de foudre [110]. En fait, le modèle développé

dans [36] est utilisé pour étudier la réponse transitoire des électrodes horizontales de différentes longueurs allant de 2 à 100m, enfouies à 0,6m dans un sol à deux couches (8m de profondeur pour la couche supérieure). De telles électrodes de terre sont soumises à deux formes d'onde de courant de foudre, qui sont liées aux premiers coups de foudre et aux coups subséquents. Comme caractéristiques [87] :

- Le courant d'impulsion de foudre du premier coup a une valeur maximale  $I_p = 30kA$ , temps de montée  $T_1 = 5\mu s$  et une durée d'impulsion  $T_2 = 50\mu s$  ;
- Le courant de coup de foudre subséquent est caractérisé par une valeur maximale  $I_p = 12kA$  et les deux constantes du temps  $T_1 = 0,5\mu s$  et  $T_2 = 50\mu s$ .

La figure 3.2 illustre la forme d'onde du premier coup de foudre et celui subséquent adoptés pour l'analyse de la réponse transitoire du système de terre.

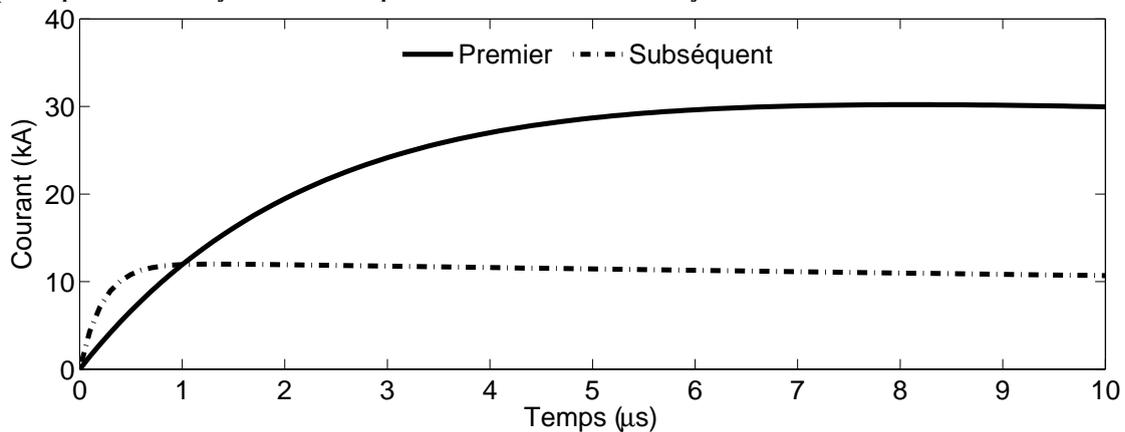


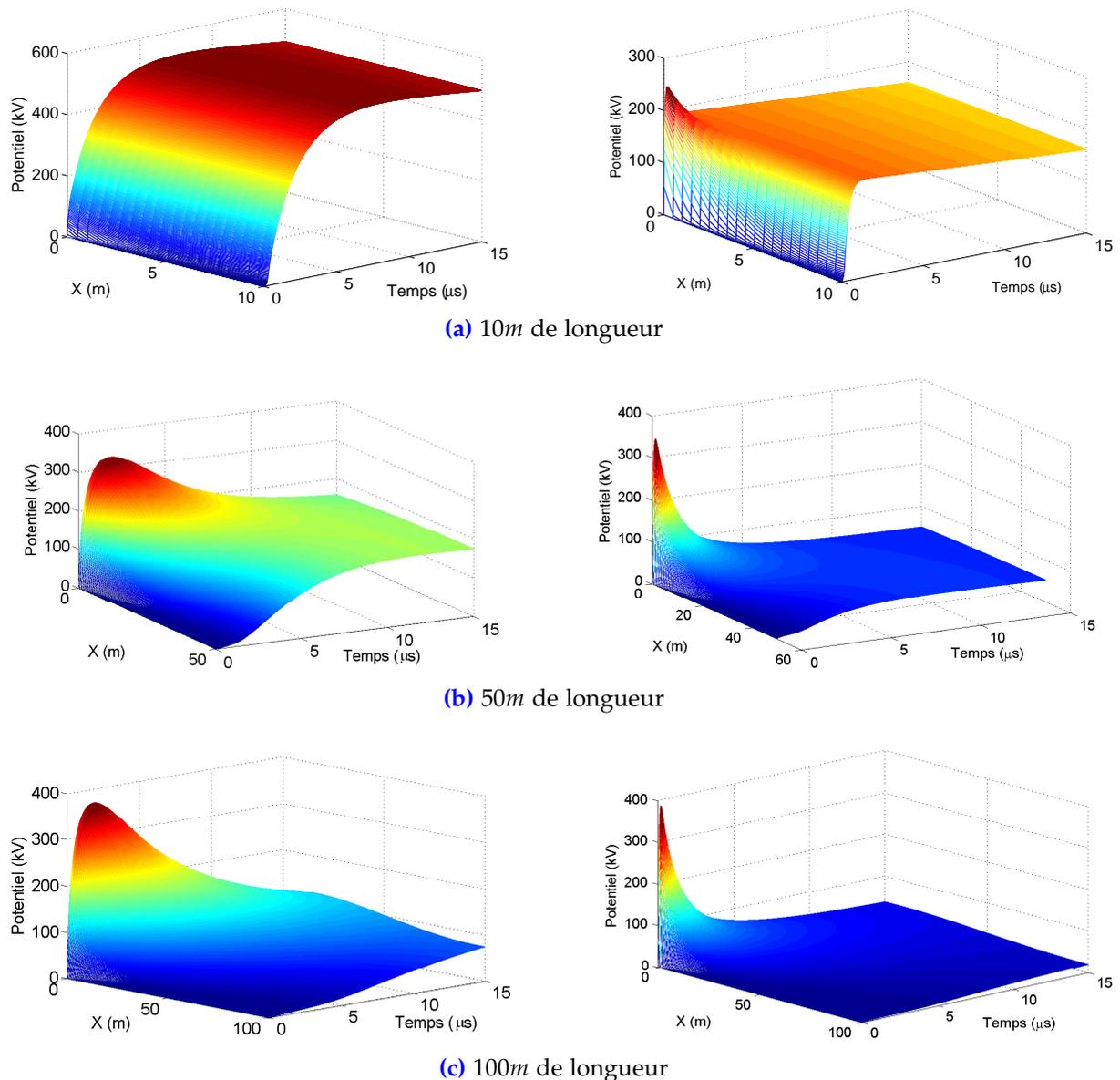
Figure 3.2 – Formes d'ondes des courants du premier coup et celui subséquent de foudre

Le courant du premier coup de foudre a un temps de montée pratiquement lent avec un pic de grande amplitude par rapport au ceux du subséquent (possédant donc une impulsion de temps de montée rapide avec un pic de faible amplitude) [90].

Tout d'abord, la performance transitoire de l'électrode est analysée pour un sol uniforme équivalent (facteur de réflexion  $K = 0$ ;  $K = (\rho_2 - \rho_1) / (\rho_1 + \rho_2)$ ) avec des valeurs de la résistivité comprises entre 10 et 1000  $\Omega \cdot m$ . Pour les facteurs de réflexion non nuls, deux cas sont considérés. Dans le premier cas, la résistivité de la couche supérieure est de 200  $\Omega \cdot m$  (donc fixe), tandis que celle de la couche inférieure est variable (10, 50, 100, 200, 300, 500 et 1000  $\Omega \cdot m$ ) de telle sorte que le facteur de réflexion varie dans la plage  $K \in (0,9; 0,6; 0,33; 0; -0,2; -0,43; -0,67)$ . Les valeurs sont inversées dans le second cas; soit la considération de plusieurs résistivités (allant de 10 à 1000  $\Omega \cdot m$ ) pour la couche supérieure et 200  $\Omega \cdot m$  pour la couche inférieure pour obtenir  $K \in (-0,9; -0,6; -0,33; 0; 0,2; 0,43; 0,67)$ . Il convient de noter que les valeurs susmentionnées sont choisies pour des fins d'analyse et ne sont, donc, pas recommandées comme valeurs spécifiques.

### 3.3.1 Potentiel Transitoire des Électrodes Horizontales de Terre

La figure 3.3 montre l'évolution du potentiel calculé le long des électrodes horizontales, de 10, 50 et 100m de longueur, installées dans un sol uniforme de résistivité de 200  $\Omega \cdot m$  et de permittivité relative de 60 et soumises au premier coup et à celui subséquent de foudre. En fait, cette figure présente la distribution temporelle et spatiale du potentiel le long des électrodes de mise à la terre.

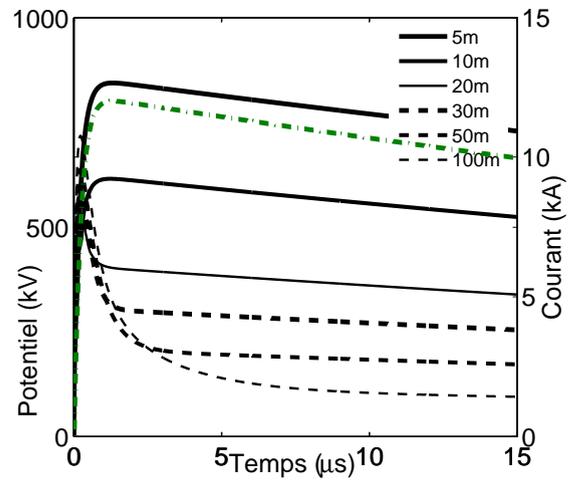
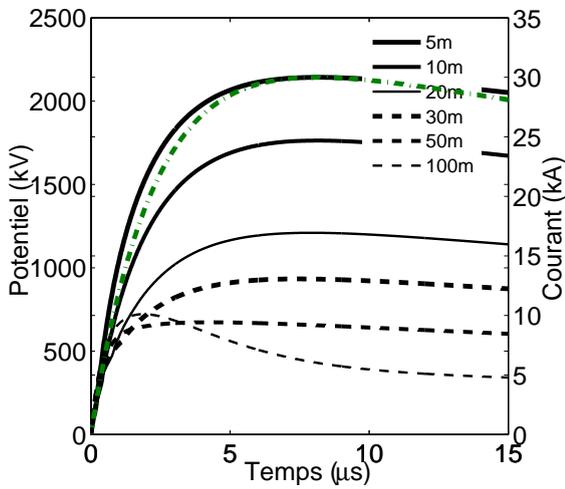


**Figure 3.3** – Evolution du potentiel le long des électrodes de terre de différentes longueurs et soumises au premier coup de foudre (caractéristiques à gauche), et au coup subséquent (caractéristiques à droite)

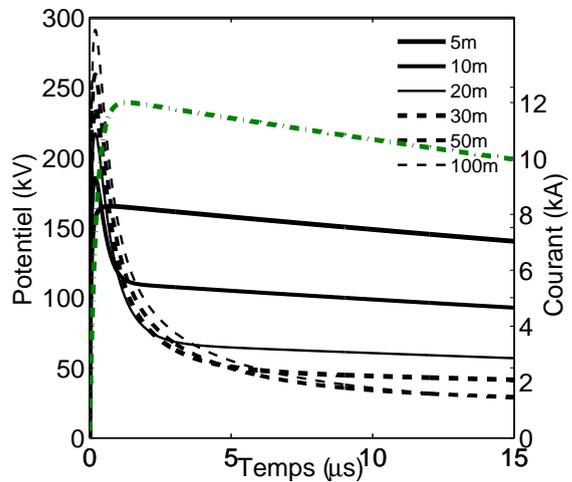
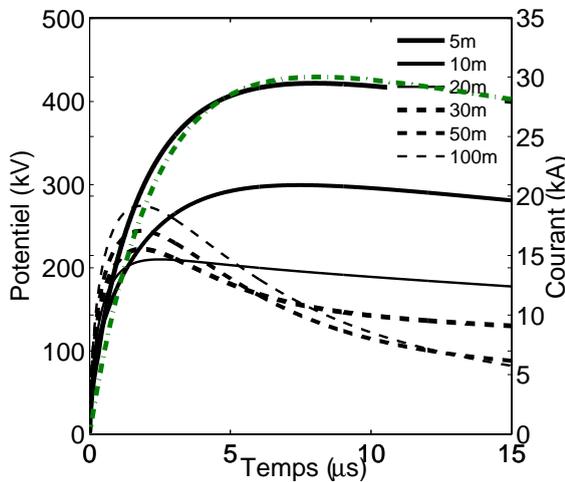
Des potentiels de fortes amplitudes sont établis près du point d'injection du courant. Ces potentiels diminuent au fur et à mesure que le courant se propage le long de la longueur de l'électrode. Pour les longues électrodes (de 50m et plus), l'onde du potentiel est fortement amortie. Similairement aux courants, l'onde du potentiel suite à l'injection du premier coup de foudre, est caractérisée par un temps de montée pratiquement lent avec un pic de grande amplitude par rapport à celle obtenue lors de l'injection d'un courant du coup subséquent. Pour une longueur donnée de l'électrode, les réponses impulsionnelles, obtenues quand on injecte le premier coup de foudre (à gauche sur la figure 3.3) et celui subséquent (à droite sur la figure 3.3), ont été déjà discutées dans la littérature (e.g., [90, 121]).

La figure 3.4 montre l'évolution du potentiel au point d'injection pour des électrodes de longueurs de 5, 10, 20, 30, 50 et 100m. Ces électrodes sont enfouies dans un sol uniforme.

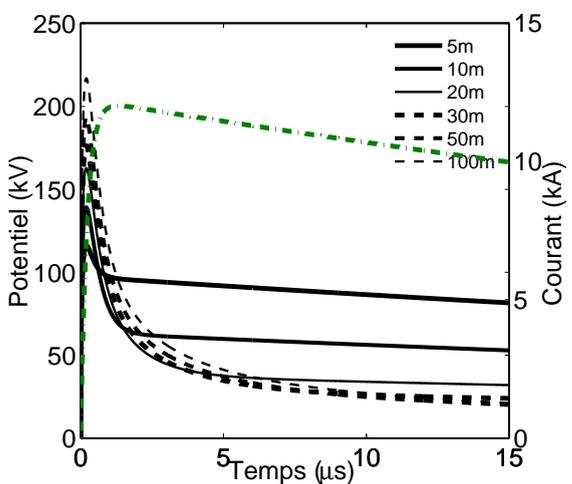
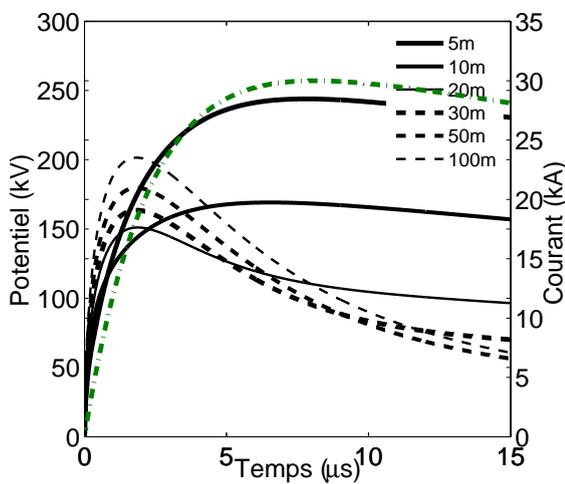
Le sol est de résistivité de 50, 100 et 1000Ω · m et de permittivité relative de 36, 20 et 10, respectivement.



(a) 1kΩ · m



(b) 100Ω · m



(c) 50Ω · m

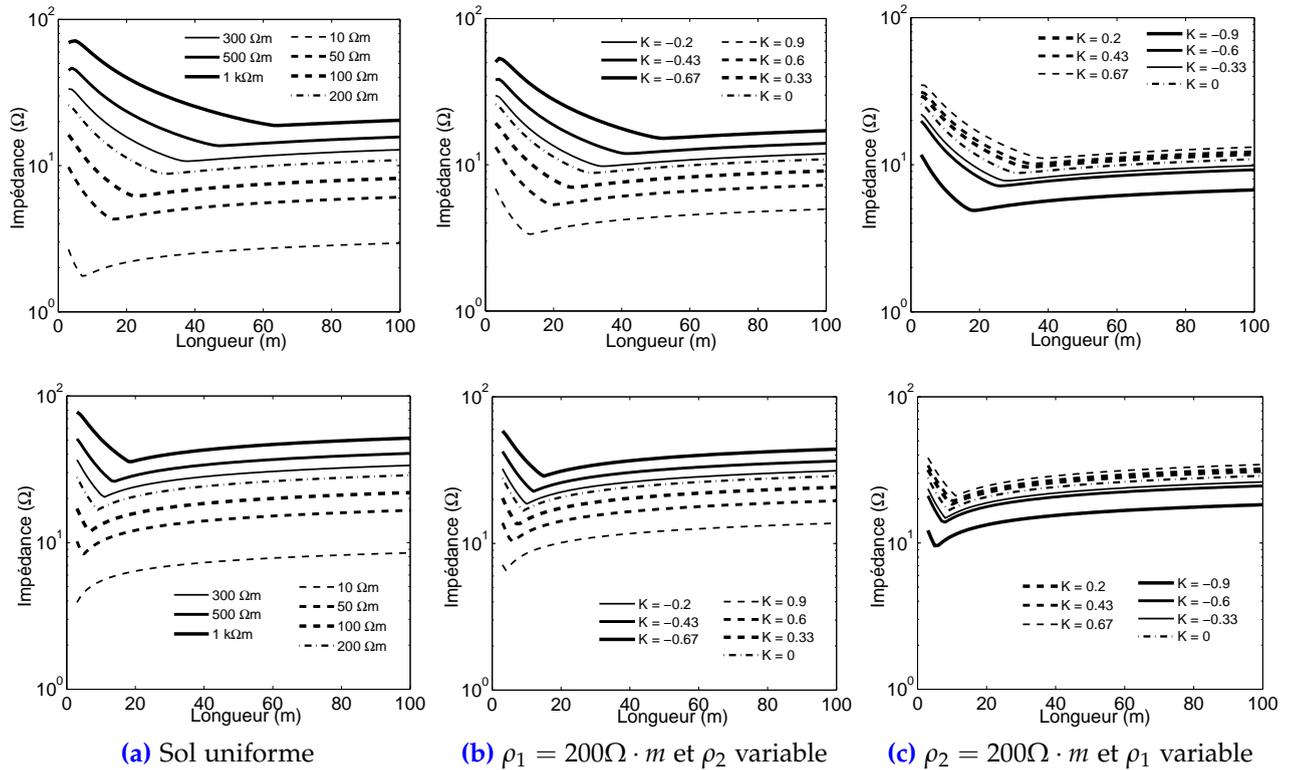
Figure 3.4 – Potentiel au point d’injection pour des électrodes de mise à la terre de différentes longueurs : (à gauche) lié au premier coup de foudre et (à droite) au coup subséquent

Les résultats obtenus pour des électrodes courtes ( $\ell \leq 10m$ ) montrent que l'onde du potentiel et celle du courant sont pratiquement en phase pour toutes les résistivités du sol considérées. Cela implique que le comportement de telles électrodes est principalement résistif. Pour les électrodes plus longues ( $\ell > 10m$ ), nous constatons que le comportement réactif (i.e., inductif ou capacitif) diminue (respectivement augmente) avec l'augmentation de la résistivité du sol (respectivement la longueur de l'électrode). Le comportement de l'électrode est principalement inductif lorsqu'elle est installée dans le sol conducteur ( $\rho = 50\Omega \cdot m$ ). Un tel comportement devient progressivement résistif en enterrant l'électrode dans le sol faiblement conducteur ( $\rho = 1k\Omega \cdot m$ ). Ce ci est dû à l'intervention de la composante capacitive. En effet, de tels résultats conduisent à déduire que le comportement capacitif augmente avec la résistivité du sol, tandis que celui inductif devient dominant pendant la période de montée pour les longues électrodes, installées en particulier dans les sols conductifs où l'onde du potentiel devance celle du courant. Il est à noter que les effets inductifs sont sensiblement plus importants dans le cas du coup de foudre subséquent, ce qui entraîne une génération des pics de fortes amplitudes dans les premiers instants de l'onde du potentiel. Des constatations similaires ont été déjà rapportées dans la littérature [20, 128].

### 3.3.2 Impédance Impulsionnelle des Électrodes Horizontales de Terre

L'impédance impulsionnelle, définie par le rapport du pic de la tension sur celui du courant, est utilisée pour analyser la performance transitoire d'une électrode de mise à la terre soumise à des coups de foudre. La figure 3.5 montre la variation de l'impédance impulsionnelle en fonction de la longueur de l'électrode, et ce pour différentes résistivités des deux couches du sol. La figure 3.5(a) présente les résultats trouvés dans le cas d'un sol uniforme. La figure 3.5(b) (respectivement 3.5(c)) montre les résultats obtenus pour différentes résistivités de la couche inférieure (respectivement supérieure), au moment où celle de la couche supérieure (respectivement inférieure) est de  $200\Omega \cdot m$ .

Pour une longueur donnée de l'électrode, l'impédance impulsionnelle augmente avec l'augmentation de la résistivité du sol uniforme, comme illustré sur la figure 3.5(a). Les expériences rapportées dans [91] et [129] confirment les résultats que nous avons obtenus. Une caractéristique intéressante pourrait être déduite de la figure 3.5(a); l'impédance impulsionnelle diminue avec l'augmentation de la longueur jusqu'à une longueur spécifique de l'électrode, puis augmente progressivement par la suite. La diminution de cette impédance s'accroît lors de l'utilisation d'un sol de forte résistivité. Par exemple, pour une résistivité du sol de  $500\Omega \cdot m$ , l'impédance impulsionnelle diminue jusqu'à 90% lorsque la longueur de l'électrode varie de  $2m$  à  $40m$ , alors que pour une résistivité du sol de  $50\Omega \cdot m$ , la diminution de l'impédance impulsionnelle est de 60% seulement lorsque la longueur de l'électrode est augmentée de  $2m$  à  $12m$ . Cependant, l'augmentation progressive de l'impédance est plus importante lors de l'installation de l'électrode dans un sol de faible résistivité. Finalement, pour les longueurs de l'électrode supérieures à  $50m$ , l'impédance impulsionnelle tend vers un palier constant.



**Figure 3.5** – Impédance impulsionnelle des électrodes horizontales de terre de différentes longueurs enfouies dans des sols à deux couches, lors de l’injection, (en haut) du premier coup de foudre et (en bas) du coup de foudre subséquent

### 3.4 Longueur Effective d’une Électrode Horizontale

La notion relative à la longueur effective des électrodes horizontales de terre soumises à un courant impulsionnel est très importante lors de la conception des systèmes de mise à la terre. Ce paramètre est utile dans la mesure où il ne fournit pas seulement une conception protégeant les individus et les installations électriques, mais permet également d’économiser considérablement le coût de conception.

#### 3.4.1 Définitions et Expressions Rapportées dans la Littérature

Mazzetti et al. [130] ont mené des investigations sur des électrodes horizontales soumises à des courant impulsionnels (25/100 $\mu$ s). Pour des sols uniformes, les résultats ont montré la possibilité de définir une certaine longueur effective du conducteur permettant l’écoulement du courant dans le sol. Ils ont également constaté que la longueur effective d’une électrode horizontale augmente avec la résistivité du sol.

Dans la littérature, il existe plusieurs définitions de la longueur effective de l’électrode horizontale de terre. Nous citons, entre autres :

**Définition 1 :** Selon Farag et al. [123], la longueur effective d’une électrode horizontale de terre correspond à la longueur pour laquelle la tension atteint, au point d’injection, 3% de sa valeur (initiale).

**Définition 2 :** Gupta-Thapar [27] ainsi que Lorentzou et al. [124] l’ont définie comme

étant la longueur au-dessus de laquelle aucune réduction supplémentaire de l'impédance du conducteur n'est observée.

**Définition 3 :** Pour Liu et *al.* [101], la longueur effective d'une électrode horizontale de terre est la longueur au-delà de laquelle la tension transitoire au point d'injection devient indépendante de la longueur de l'électrode.

**Définition 4 :** Selon Grcev [26], elle est définie par la longueur maximale pour laquelle le coefficient d'impulsion, donné par le rapport de l'impédance impulsionnelle à la résistance à basse fréquence ( $Z_1/R$ ), devient égal à l'unité.

A l'aide de la deuxième définition, Gupta-Thapar [27] ont proposé la formule suivante permettant d'estimer la longueur effective d'une électrode horizontale de terre :

$$EL = k\sqrt{\rho T_1} \quad (3.1)$$

où  $EL$  est la longueur effective d'une électrode horizontale de terre en mètres,  $\rho$  est la résistivité du sol en ( $\Omega \cdot m$ ),  $T_1$  est le temps de montée de l'impulsion du courant en ( $\mu s$ ) et  $k$  est une constante dépendant de la disposition (horizontale ou verticale) de l'électrode de terre et de l'endroit (point) d'injection ( $k = 1,4$  lorsque le courant est injecté depuis une extrémité de l'électrode de terre).

En se basant sur la quatrième définition, Grcev [26] a proposé, plus tard, une formule pour la longueur effective d'une électrode horizontale de terre faisant intervenir le coefficient d'impulsion comme suit :

$$EL = \frac{1 - b}{a} \quad (3.2)$$

dans laquelle, les coefficients  $a$  et  $b$ , qui dépendent de la résistivité du sol  $\rho$  en ( $\Omega \cdot m$ ) et du temps de montée du courant impulsif  $T_1$  en ( $\mu s$ ), sont calculés par :

$$\begin{aligned} a &= 0,025 + \exp(-0,82(\rho T_1)^{0,257}) \\ b &= 0,17 + \exp(-0,22(\rho T_1)^{0,555}) \end{aligned}$$

En utilisant la même procédure de calcul de Grcev [26], Alipio-Visacro [125] ont développé des expressions pour estimer le coefficient d'impulsion et la longueur effective d'une électrode horizontale de terre, uniquement pour les premiers et subséquents coups de foudre (de forme standard).

### 3.4.2 Discussion sur les Définitions de la Longueur Effective

Les quatre définitions annoncées ont permis de proposer des formulations pour la longueur effective d'une électrode horizontale enfouie dans un sol uniforme. Elles ne sont donc pas valables pour des sols hétérogènes, présentant des non uniformités et/ou constitués de plusieurs couches. En plus, la détermination de la valeur asymptotique de l'impédance ou du potentiel transitoire (i.e., valeur maximale du potentiel au point d'injection ou le long de l'électrode) est la base des définitions susmentionnées.

Dans des sols non-uniformes, les caractéristiques du potentiel de l'électrode de terre peuvent se développer aux deux extrémités de l'électrode de sorte que le potentiel à la fin puisse ne pas être inférieur à la valeur 3% à celui au point d'injection. Par exemple,

la figure 3.3 montre que la chute de 3% au niveau du signal du potentiel n'est satisfaite que pour les électrodes longues (plus de 50m de longueur). En conséquence, la première définition ne peut pas être utilisée dans ces conditions où les électrodes sont courtes (moins de 50m de longueur).

En supposant que la différence des impédances transitoires maximales au point d'injection entre deux longueurs successives avec un incrément de 1m n'est que de 1  $\Omega$ , cette différence est difficile à discerner dans un environnement réel où divers facteurs (tels que les non-uniformités du sol et les effets thermiques) peuvent influencer l'impédance des électrodes bien au-delà de 1  $\Omega/m$ . Dans ces conditions, il est difficile d'appliquer la première et la troisième définitions, rapportées dans [123] et [101], respectivement.

Les travaux de recherche effectués par Grcev [26] ont indiqué que la formule proposée par [27] n'est valide que pour un temps de montée lent, du fait que l'impulsion rapide du courant de foudre comporte des composantes de hautes fréquences. D'autre part, les figures 3.4 et 3.5 montrent que l'évolution du potentiel transitoire ou de l'impédance impulsionnelles ne diminue pas directement vers une valeur constante avec l'augmentation de la longueur de l'électrode. En effet, ces conséquences sont plus remarquables dans le cas des sols moins résistifs. Ainsi, la troisième définition pose des difficultés pour déterminer la longueur effective de l'électrode horizontale de terre et ne peut pas être appliquée dans des conditions des sols de faible résistivité.

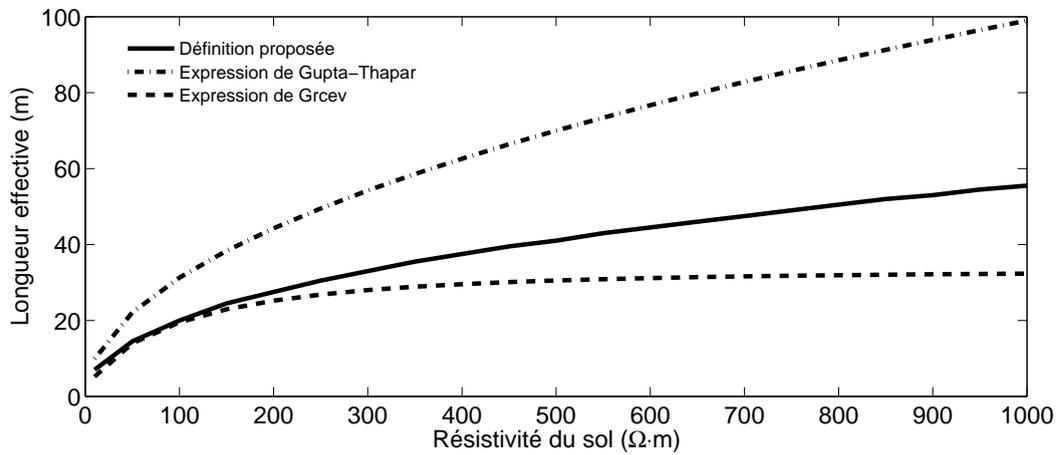
### 3.4.3 Proposition d'une Définition de la Longueur Effective

Sur la base des résultats présentés sur la figure 3.5, la longueur effective peut être définie comme étant la longueur de l'électrode pour laquelle l'impédance impulsionnelle  $Z_1$  atteint sa valeur minimale. En effet, l'utilisation de l'impédance impulsionnelle plutôt que le potentiel transitoire est dictée par le fait que cette impédance est un paramètre physique caractéristique de l'électrode de mise à la terre [87]. Outre des dimensions physiques de l'électrode, l'impédance impulsionnelle dépend également du sol environnant caractérisé ses paramètres électriques ( $\rho_{sol}$  et  $\epsilon_r$ ), de la fréquence du courant impulsif et du champ local régissant le mécanisme de l'ionisation du sol [87].

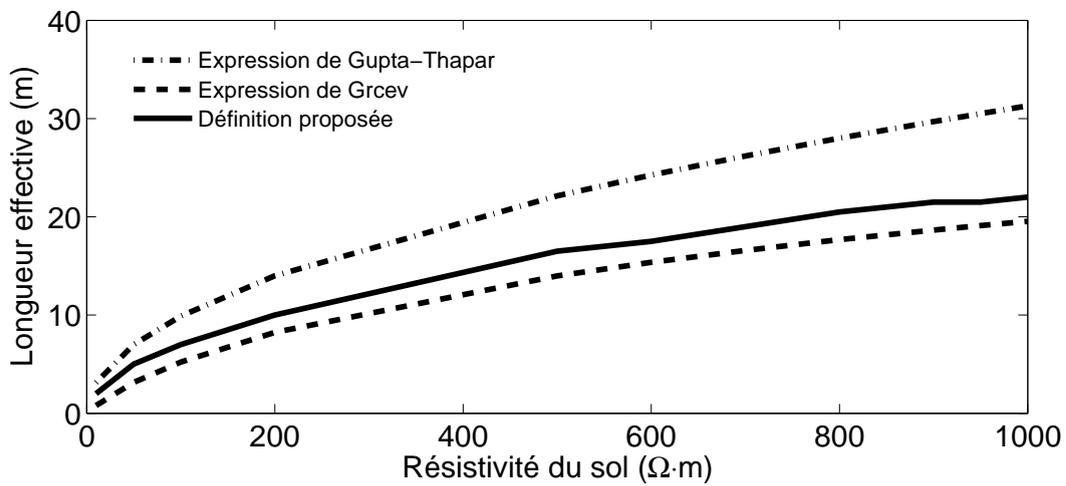
Pour valider la définition proposée, une comparaison entre les résultats obtenus et ceux calculés par les expressions rapportées par [26, 27] a été effectuée. La figure 3.6(b) montre la relation entre la longueur effective et la résistivité du sol. Cette dernière varie de 10 à 1000  $\Omega \cdot m$ , correspondant à la plage de validité de la formule proposée par Grcev [26]. Les résultats obtenus correspondent à des électrodes horizontales de rayon 1,5mm, enterrées à 0,6m et soumises au premier coup de foudre (à gauche de la figure 3.6(b)) et au coup de foudre subséquent (à droite de la figure 3.6(b)).

En général, nos résultats sont proches à ceux rapportés par [26] notamment lorsque les électrodes sont soumises au coup de foudre subséquent. Cependant, la formule développée par [27] présente des valeurs excessivement élevées.

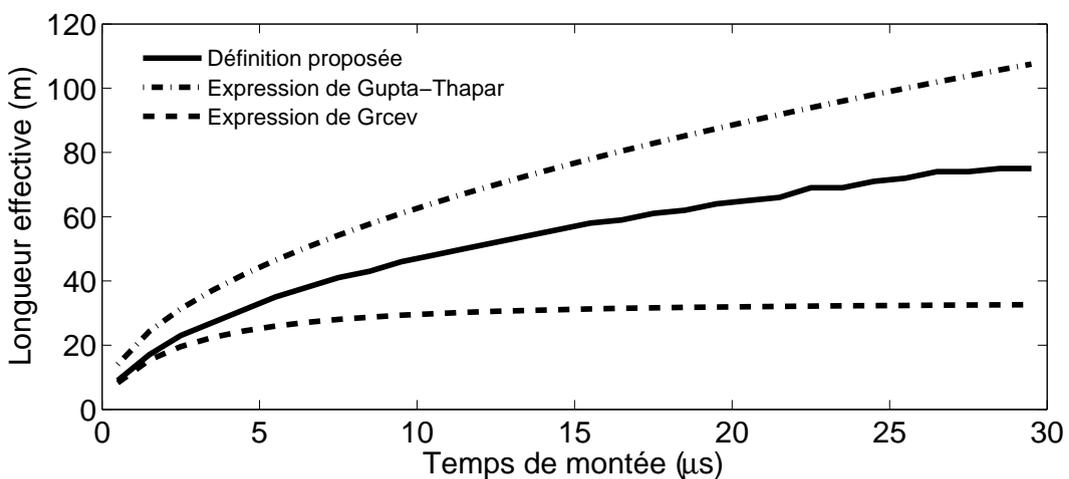
La figure 3.6(c) présente une comparaison entre les résultats que nous avons obtenus et ceux calculés à l'aide des expressions de Gupta-Thapar [27] et de Grcev [26]. Sur cette figure, la longueur effective a été estimée et calculée par rapport au temps de montée du courant injecté pour une résistivité du sol de 200  $\Omega \cdot m$ . Nous observons que la définition que nous avons proposée donne une approximation acceptable de la valeur de longueur effective en fonction du temps de montée du courant, puisque les résultats obtenus se



(a) Effet de la résistivité du sol : Premier coup de foudre



(b) Effet de la résistivité du sol : Coup de foudre subséquent



(c) Effet du temps de montée : Résistivité de sol est de  $200 \Omega \cdot m$

Figure 3.6 – Comparaison entre les expressions et la définition proposée

situent entre ceux calculés à l'aide des formules de Gupta-Thapar [27] et de Grcev [26].

## 3.5 Formulation de la Longueur Effective

### 3.5.1 Électrode Horizontale Enfouie dans un Sol Uniforme

Sur la base de la définition proposée, une analyse paramétrique montre que, seuls, la résistivité du sol et le temps de montée du courant injecté qui affectent la variation de la longueur effective de l'électrode horizontale. La figure 3.7 illustrant la variation de la longueur effective en fonction du temps de montée et de la résistivité du sol permet, en fait, d'établir l'expression mathématique correspondante.

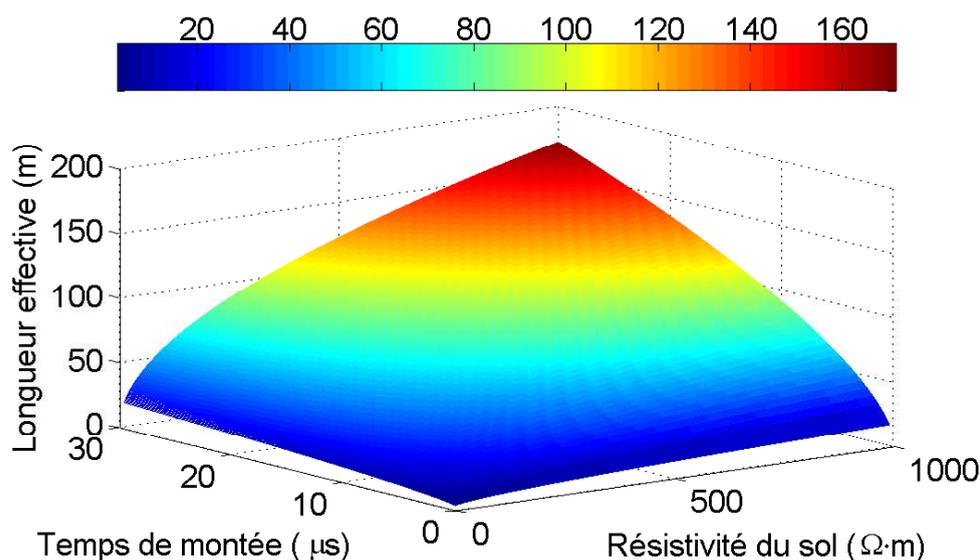


Figure 3.7 – Longueur effective en fonction du temps de montée du courant injecté et de la résistivité du sol

Pour une résistivité,  $\rho$ , donnée du sol (respectivement un temps de montée,  $T_1$ , donné), la variation de la longueur effective,  $EL$ , en fonction du temps de montée (respectivement en fonction de la résistivité du sol) peut être exprimée par :

$$EL = k_1 + k_2(T_1)^{A_0}$$

respectivement

$$EL = k_1 + k_2(\rho)^{B_0}$$

où,  $k_1$  (respectivement  $k_2$ ) est une constante dépendant de la valeur de la résistivité du sol (respectivement du temps de montée du courant injecté).

La combinaison entre les deux expressions précédentes permet de proposer la formule (3.3) dans laquelle  $EL$  est donné en (m),  $\rho$  en ( $\Omega \cdot m$ ),  $T_1$  en ( $\mu s$ ),  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $A_0$  et  $B_0$  sont des constantes à déterminer.

$$EL = C_1 + C_2 (T_1)^{A_0} (\rho_{sol})^{B_0} \quad (3.3)$$

En vue de déterminer les constantes ( $C_1$ ,  $C_2$ ,  $A_0$  et  $B_0$ ) de l'expression proposée relative à la longueur effective d'une électrode horizontale de terre, une méthode d'optimisation

numérique a été développée en utilisant la technique des algorithmes génétiques. Il est à noter que lors de l'élaboration des algorithmes génétiques, il n'est pas nécessaire de connaître les caractéristiques de la solution du problème d'optimisation. Il suffit seulement de déterminer la meilleure solution parmi celles proposées [131].

Dans notre cas, le problème d'optimisation représente un cas simple d'une fonction mono-objectif sans contraintes. Chaque utilisateur conçoit son propre algorithme génétique suivant son application, il est donc normal que chacun y ajoute quelque heuristique qui améliore l'efficacité de cet algorithme; le tout est de conserver les principes de base [117]. Pour cela, l'algorithme génétique, muni de ces trois opérateurs à savoir sélection, croisement et mutation, doit traiter une population d'individus, qui représentent des solutions possibles dans l'espace de recherche [132].

Le programme a été établi sous environnement MATLAB. Les individus sont représentés sous forme de nombres réels. La définition de la longueur effective de l'électrode horizontale enfouie dans un sol uniforme nous a permis de faire l'étude paramétrique et de collecter, par la suite, une base de données appropriée illustrée sur la figure 3.7. En se basant sur cette dernière, nous avons proposé une nouvelle expression pour la longueur effective de cette électrode donnée par (3.3). Les constantes de cette expression ont été déterminées à l'aide de l'algorithme génétique. Les différentes étapes de cette opération sont décrites comme suit :

1. Initialisation des paramètres de l'algorithme génétique (la taille de la population, la probabilité de croisement et la probabilité de mutation) ainsi que de la population initiale : L'algorithme génétique génère d'une manière aléatoire une population de  $N$  particules ( $N = 50$ , dans notre cas). Dans l'espace de recherche 4-dimensionnel, la particule  $i$  a quatre composante  $x_i = (C_1, C_2, A_0, B_0)$  représentant les constantes de l'expression (3.3). Il est à noter que le choix de valeurs appropriées pour les paramètres de l'algorithme génétique dépend du problème à résoudre. Pour cela, les documents directifs de [133] et [134] ont été suivies dans la présente étude.
2. Fonction Objectif (Fitness) : Les paramètres représentés par chaque individu sont envoyés à un modèle mathématique du problème [consistant en l'expression (3.3)]. Ensuite, une solution basée sur les paramètres d'entrée est récupérée et une valeur d'aptitude est attribuée à l'individu. Il s'agit simplement d'une mesure de la qualité de la solution par rapport au fichier de valeurs.

Pour chaque valeur de la résistivité du sol (respectivement du temps de montée du courant injecté), la mesure de la qualité de la solution,  $x_i$ , a été réalisée au moyen de la minimisation de la fonction objectif (3.4) consistant en l'erreur quadratique moyenne,  $MSE [EL(x_i)]$ , pour différents valeur du temps de montée du courant injecté (respectivement de la résistivité du sol).

$$MSE [EL(x_i)] = \sqrt{\frac{1}{M} \sum_{j=1}^M (EL_j(x_i) - EL_j^*(x_i))^2} \quad (3.4)$$

L'erreur quadratique a été évaluée entre les résultats retenus à partir de l'expression proposée [notés  $EL(x_i)$ ] et ceux correspondants [notés  $EL^*(x_i)$ ] enregistrés dans la base de données, appelée également le fichier de valeurs. Les erreurs individuelles sont tout d'abord élevées au carré, puis additionnées les unes aux autres. On divise

ensuite le résultat obtenu par le nombre total,  $M$ , d'erreurs individuelles, puis on en prend la racine carrée. Cette erreur nous donne une mesure synthétique de l'erreur globale dans une seule valeur.

3. Critère d'arrêt : L'algorithme s'arrête si (i) l'erreur quadratique de la solution est suffisamment faible [ $MSE \sim 0$ ], (ii) le nombre maximum d'itérations (30 itérations, dans notre cas) a été atteint et/ou (iii) la variation de la meilleure solution est inéchangeable (même solution pour différentes générations). Par ailleurs, l'algorithme doit alors s'exécuter tant que l'un des critères de convergence suivants n'a pas été atteint.
4. Sélection des parents : En comparant différentes techniques, Razali et Geraghty [134] ont montré que la sélection de tournois est plus efficace pour obtenir une solution optimale rapidement et avec moins de générations. A cette fin, la sélection du tournoi a été utilisée dans la présente étude.
5. Génération de la nouvelle population : Après couplage des deux parents  $x_1$  et  $x_2$ , une multitude d'individus peut être générée. Nous avons opté pour trois solutions suivantes. Il s'agit de :

$$\begin{aligned}x_3 &= 0,5x_1 + 0,5x_2 \\x_4 &= 1,5x_1 - 0,5x_2 \\x_5 &= -0,5x_1 + 1,5x_2\end{aligned}$$

Il est à noter pour la génération (population) suivante (enfants), nous avons choisi les deux meilleures solutions parmi les cinq existantes ( $x_1$  à  $x_5$ ). Ensuite, la population est modifiée par l'intermédiaire des deux processus, de croisement et de mutation. La probabilité du croisement a été choisie égale à 80%. Par ailleurs, celle de la mutation est de 10%.

6. La nouvelle population est à nouveau évaluée et transformée en une génération ultérieure à l'aide des opérateurs de base de l'algorithme génétique.

Cette procédure se répète jusqu'à ce que la convergence au sein d'une population soit atteinte avec une erreur quadratique moyenne proche de zéro (très faible), donc jusqu'à atteindre un des deux critères d'arrêt ainsi adoptés.

L'organigramme de la figure 3.8 récapitule les différentes étapes de calcul relative l'optimisation de la longueur effective d'une électrode horizontale de terre par les algorithmes génétiques.

Pour une population de 50 individus, l'opération précédente est répétée 100 fois, afin d'espérer trouver et retenir la meilleure solution identifiant l'expression de la longueur effective de l'électrode horizontale. La performance de l'algorithme génétique est évaluée en termes de taux de convergence et de nombre de générations pour atteindre la solution optimale. Ainsi, les meilleurs résultats obtenus pour les différents tests permettent de déduire l'expression finale suivante :

$$EL = 0,9381 + 0,8089 (T_1)^{0,5867} (\rho_{sol})^{0,4858} \quad (3.5)$$

où,  $EL$  est la longueur effective (en  $m$ ),  $T_1$  est le temps de montée du courant injecté (en  $\mu s$ ) et  $\rho_{sol}$  est la résistivité du sol (en  $\Omega \cdot m$ ).

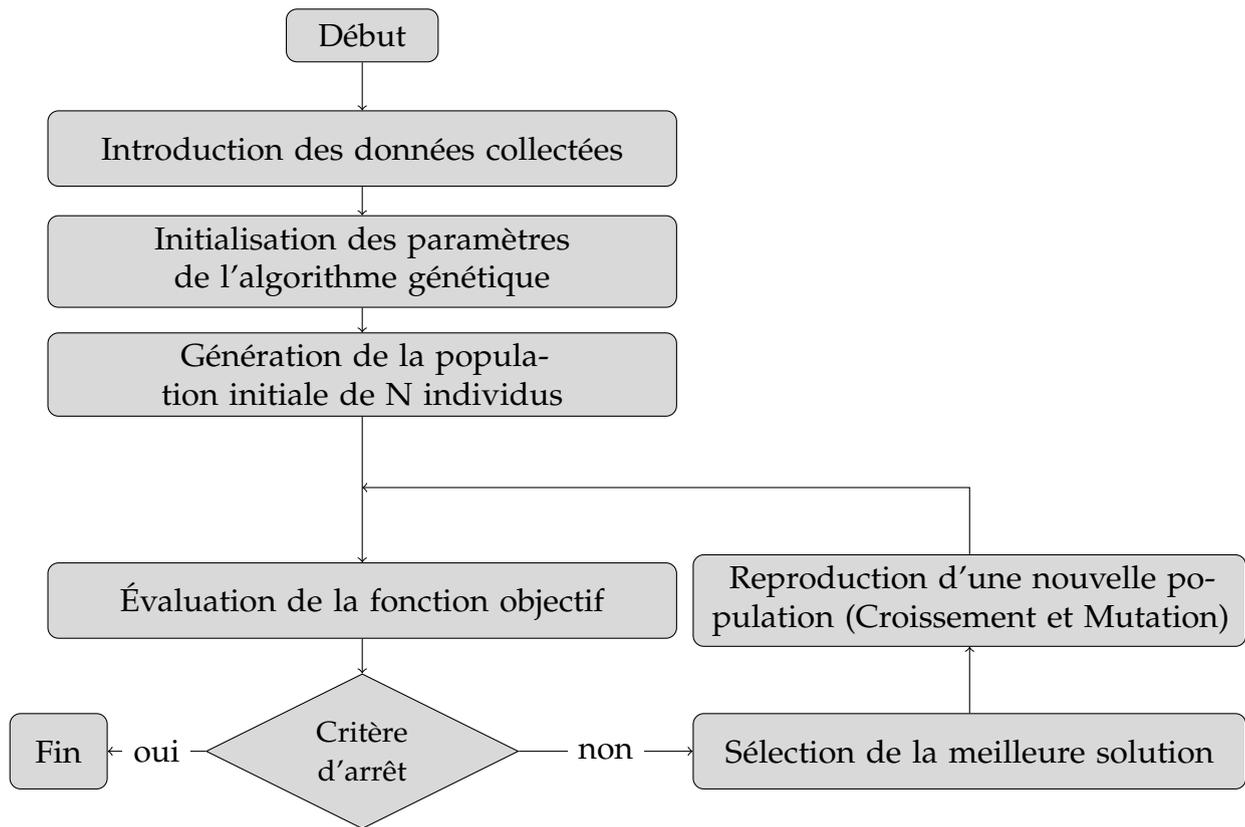
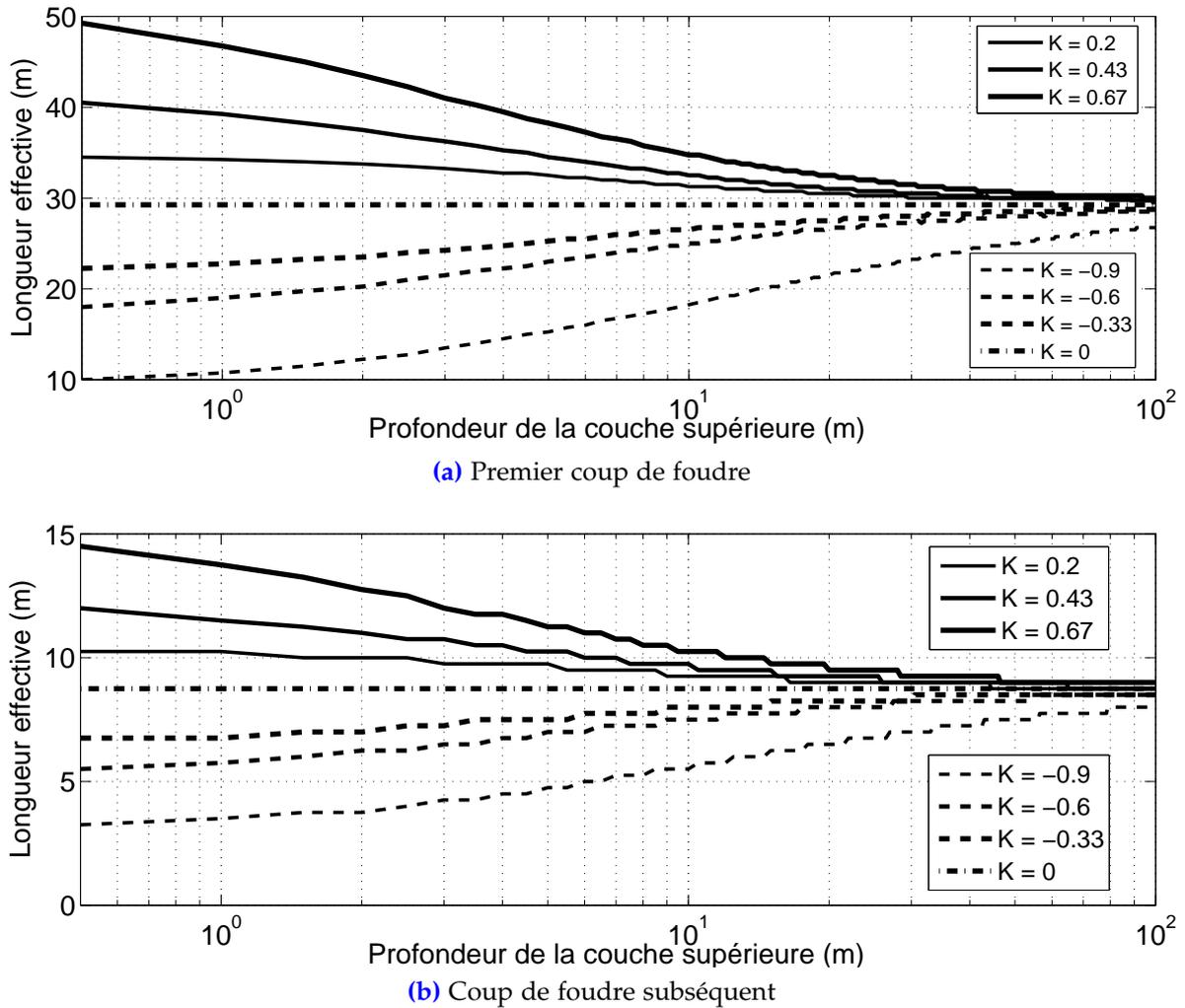


Figure 3.8 – Organigramme de calcul pour une optimisation par algorithme génétique

### 3.5.2 Électrode Horizontale Enfouie dans un Sol à Deux Couches

La structure du sol stratifié en deux couches peut être caractérisée par la profondeur  $H$  de la couche supérieure du sol et du facteur de réflexion  $K$ . Cette partie est consacrée, en fait, à l'effet de ces deux facteurs (i.e.,  $H$  et  $K$ ) sur la variation de la longueur effective de l'électrode horizontale de terre soumise à des courants du premier coup et celui subséquent de foudre. La figure 3.9 présente les valeurs estimées (i.e., en utilisant la définition proposée) de la longueur effective en fonction de la profondeur de la couche supérieure du sol. A cette fin, la résistivité de la couche supérieure du sol est fixée à  $\rho_1 = 200\Omega \cdot m$  ainsi que différentes valeurs de  $\rho_2$  ont été considérées. Les valeurs retenues sont 10, 50, 100, 200, 300, 500 et  $1000\Omega \cdot m$ . Elles permettent d'avoir les coefficients de réflexion suivants : 0,2 ; 0,43 ; 0,67 ; 0 ; -0,33 ; -0,6 et -0,9. La profondeur de la couche supérieure a été variée de 0,5 à  $100m$ . La couche inférieure s'étend à l'infini.

À partir de cette figure, la profondeur de la couche supérieure a une influence significative sur la valeur de la longueur effective de l'électrode horizontale de terre enterrée dans un sol à deux couches. Pour les profondeurs à  $12m$  ou moins de la couche supérieure, la résistivité de la couche inférieure devient de plus en plus influente, entraînant une longueur effective bien supérieure à celle obtenue dans le cas d'un sol uniforme (cas où  $K = 0$ ). Cette longueur effective augmente avec le facteur positif de réflexion. Dans le cas des facteurs négatifs de réflexion, l'influence de la couche inférieure est comparativement plus faible, ce qui fait que la longueur effective devient inférieure à celle trouvée lors de l'installation de l'électrode dans un sol uniforme et diminue avec l'augmentation de ce



**Figure 3.9** – Longueur effective de l'électrode horizontale de terre en fonction de la profondeur de la couche supérieure du sol à deux couches pour différents facteurs de réflexion

facteur (négatif) de réflexion. En effet, la résistivité de la couche supérieure est le paramètre prépondérant dans la formulation de la longueur effective pour des profondeurs supérieure à  $25m$ .

D'après les résultats obtenus (Fig. 3.9), nous constatons que la variation de la longueur effective  $EL(\rho_1, \rho_2, T_1)$  de l'électrode enfouie dans un sol stratifié en deux couches peut être rapportée à celle obtenue dans le cas de l'utilisation d'un sol uniforme  $EL(\rho_1, T_1)$  (i.e.,  $K = 0$ ). En outre, la longueur effective  $EL(\rho_1, \rho_2, T_1)$ , simultanément,

- tends vers  $EL(\rho_1, T_1)$ , lorsque la profondeur de la couche supérieure tend vers l'infini (et ce quel que soit le facteur de réflexion);
- égal à  $EL(\rho_1, T_1)$ , lorsque  $\rho_1$  est égale à  $\rho_2$  (i.e., le cas d'un sol uniforme);
- est proportionnelle à l'exponentielle de l'inverse de la profondeur de la couche supérieure pour tout facteur de réflexion ( $K \neq 0$ );

La combinaison entre les observations précédentes permet de proposer les expressions suivantes :

- Facteur de réflexion positif : ( $\rho_2 > \rho_1$ )

$$EL(\rho_1, \rho_2, T_1) = EL(\rho_1, T_1) \left\{ 1 + \left( \frac{\rho_2}{\rho_1} - 1 \right) \left[ 1 - \exp \left( \frac{A}{(BH + C)} \right) \right] \right\}$$

- Facteur de réflexion négatif : ( $\rho_1 > \rho_2$ )

$$EL(\rho_1, \rho_2, T_1) = EL(\rho_1, T_1) / \left\{ 1 + \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right) \left[ 1 - \exp \left( \frac{A}{(BH + C)} \right) \right] \right\}$$

dans laquelle  $A$ ,  $B$  et  $C$  sont des constants à déterminer.

Pour chaque facteur de réflexion, l'estimation de  $A$ ,  $B$  et  $C$  a été effectuée à l'aide de l'algorithme génétique (décrit précédemment) de manière à minimiser l'erreur quadratique moyenne entre les résultats de l'expression proposée et celles du fichier de valeurs obtenus à l'aide de notre définition quant à la longueur effective. Les résultats ainsi obtenus sont regroupés dans la table 3.1.

**Table 3.1** – Valeurs estimées de  $A$ ,  $B$  et  $C$

Temps de front	<b>K</b>	+0,67	+0,43	+0,20	-0,33	-0,60	-0,90
$T_1 = 5\mu s$	<b>A</b>	-1,543	-2,430	-4,991	-3,768	-1,671	-1,219
	<b>B</b>	+4,579	+4,530	+3,839	+4,699	+3,456	+5,432
	<b>C</b>	+0,611	+0,571	+0,584	+0,620	+0,581	+0,532
$T_1 = 0,5\mu s$	<b>A</b>	-1,572	-2,414	-4,974	-3,701	-1,467	-1,107
	<b>B</b>	+6,402	+5,538	+4,879	+7,015	+4,185	+5,803
	<b>C</b>	+0,594	+0,629	+0,574	+0,671	+0,595	+0,582

Nous constatons que la constante  $C$  est positive et ne varie pas trop en fonction du facteur de réflexion. La constante  $A$  est tout le temps négative. Sa valeur absolue est presque inversement proportionnelle à la valeur absolue du facteur de réflexion. La constante  $B$  est également positive. Sa variation en fonction du facteur de réflexion ne suit pas une tendance claire.

Dans le but de proposer une formule généralisée pour la longueur effective, nous avons adopté les hypothèses simplificatrices suivantes quant aux constantes  $A$ ,  $B$  et  $C$  [87] :

- Puisque  $C$  est pratiquement invariante, nous l'avons considéré constante. Elle est représentée par sa valeur moyenne d'environ 0,595.
- La relation entre la constante  $A$  et le facteur de réflexion peut être donnée par  $A = -1/|K|$ .
- $B$  est représentée, quant à elle, par sa valeur d'environ 5,03.

Ainsi, nous obtenons la formule généralisée suivante [87] :

- Facteur de réflexion positif : ( $\rho_2 > \rho_1$ )

$$EL(\rho_1, \rho_2, T_1) = \frac{[0,9381 + 0,8089(T_1)^{0,5867}(\rho_1)^{0,4858}]}{\left\{ 1 + \left( \frac{\rho_2}{\rho_1} - 1 \right) \left[ 1 - \exp \left( \frac{-1}{|K|(5,03H + 0,595)} \right) \right] \right\}^{-1}} \quad (3.6)$$

– Facteur de réflexion négatif : ( $\rho_1 > \rho_2$ )

$$EL(\rho_1, \rho_2, T_1) = \frac{[0,9381 + 0,8089(T_1)^{0,5867}(\rho_1)^{0,4858}]}{\left\{ 1 + \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right) \left[ 1 - \exp \left( \frac{-1}{|K|(5,03H + 0,595)} \right) \right] \right\}} \quad (3.7)$$

Les expressions (3.6) et (3.7), déduites des simulations, démontrent leur capacité à estimer la longueur effective de l'électrode horizontale de terre enterrée dans un sol uniforme. Dans le cas de l'utilisation d'un sol stratifié horizontalement en deux couches, ces expressions sont valables uniquement lors de l'installation de l'électrode dans la couche supérieure du sol.

### 3.6 Conclusion

Les électrodes horizontales de diverses longueurs soumises au premier coup ou celui subséquent de foudre et enfouies dans un sol homogène et stratifié en deux couches de différentes résistivités, ont été étudiées. Les principales conclusions à retenir consistent en :

1. Lorsqu'elles sont enterrées horizontalement dans un sol homogène, les électrodes ne dépassant pas 10 m présentent un comportement plutôt résistif. L'augmentation de la longueur de cette électrode provoque un comportement supplémentaire inductif, et celle de la résistivité du sol génère un comportement additif capacitif.
2. Relativement à l'impact du premier coup de foudre, l'injection d'un coup de foudre subséquent accentue le comportement inductif de l'électrode horizontale.
3. L'impédance impulsionnelle d'une électrode croît avec la résistivité du sol.
4. En augmentant la longueur de l'électrode, l'impédance impulsionnelle de celle-ci diminue jusqu'à atteindre un minimum, puis augmente progressivement par la suite.
5. L'augmentation du facteur de réflexion positif (respectivement négatif), entraîne une légère (respectivement une forte) réduction de l'impédance impulsionnelle.
6. L'impédance impulsionnelle de l'électrode enfouie dans un sol stratifié diminue légèrement (respectivement fortement) avec l'augmentation du facteur de réflexion positif (respectivement négatif).
7. "Longueur pour laquelle l'impédance impulsionnelle atteint sa valeur minimale" était notre nouvelle proposition quant à la définition de la longueur effective d'une électrode horizontale. Une telle définition nous a permis de proposer des relations entre la longueur effective et les paramètres les plus prépondérants lors de l'utilisation des sols uniforme et stratifié en deux couches. Les résultats ainsi obtenus ont été confrontés avec succès à ceux rapportés dans la littérature.

# Chapitre 4

## Comportements Transitoires des SMLTs de Fermes Éoliennes

---

**C**E chapitre porte sur l'analyse des comportements transitoires des systèmes de mise à la terre (SMLTs) utilisés pour les parcs éoliens. Nous y présentons, d'abord, des généralités sur les éoliennes dans lesquelles nous évoquons certains aspects quant à l'emplacement des éoliennes et la protection de celles-ci contre les risques de la foudre. Nous analysons, par la suite, la performance transitoire de différents systèmes de terre isolés (non interconnectés) soumis à des décharges de foudre. Pour ce faire, deux formes géométriques à savoir simple (grilles) et complexe (association de plusieurs grilles et électrodes) sont considérées. Nous terminons par analyser l'effet du type (en cascade et en boucle) de l'interconnexion de 3 à 9 systèmes de terre complexes sur le comportement transitoires de ceux-ci lors de l'injection de décharges simples et multiples de foudre dans différents endroits (points).

---

---

<b>4.1</b>	<b>Généralités sur les Éoliennes</b> . . . . .	<b>80</b>
<b>4.2</b>	<b>Influence des Paramètres Électro-Géométriques</b> . . . . .	<b>85</b>
<b>4.3</b>	<b>Interconnexion des SMLTs d'Éoliennes</b> . . . . .	<b>88</b>
<b>4.4</b>	<b>Influence du Point d'Injection</b> . . . . .	<b>91</b>
<b>4.5</b>	<b>Effet des Décharges Multiples Simultanées</b> . . . . .	<b>95</b>
<b>4.6</b>	<b>Conclusion</b> . . . . .	<b>101</b>

---

### 4.1 Généralités sur les Éoliennes

L'énergie éolienne provenant de la force du vent, est une énergie renouvelable et propre. L'utilisation de ce type d'énergie permet, entre autres, d'éviter l'émission des gaz nocifs dégagés par les centrales conventionnelles, l'émission de poussière de fumées et d'odeurs, les pluies acides, le stockage de déchets, . . . etc. De ce fait, le nombre d'éoliennes installées dans le monde est remarquablement augmenté. En conséquence, l'énergie éolienne couvre désormais une partie importante de la production d'énergie (la capacité mondiale éolienne installée est de 600GW à la fin de 2018) [135].

Suivant l'orientation de leur axe de rotation, les éoliennes peuvent se classer en deux catégories ; (i) les éoliennes à axe vertical, et (ii) les éoliennes à axe horizontal. Le principe de fonctionnement de ces deux types est pratiquement le même. Cependant, la plupart des éoliennes actuellement installées dans les parcs éoliens sont à axe horizontal à cause de la simplicité de l'installation (une réduction du diamètre de la turbine) et l'augmentation de la puissance produite [136]. Selon [137], les éoliennes qui possèdent

le meilleur rendement, atteignant les 60%, sont à axe horizontal et tripales. La figure 4.1 illustre une représentation des différentes composantes d'une éolienne à axe horizontal.

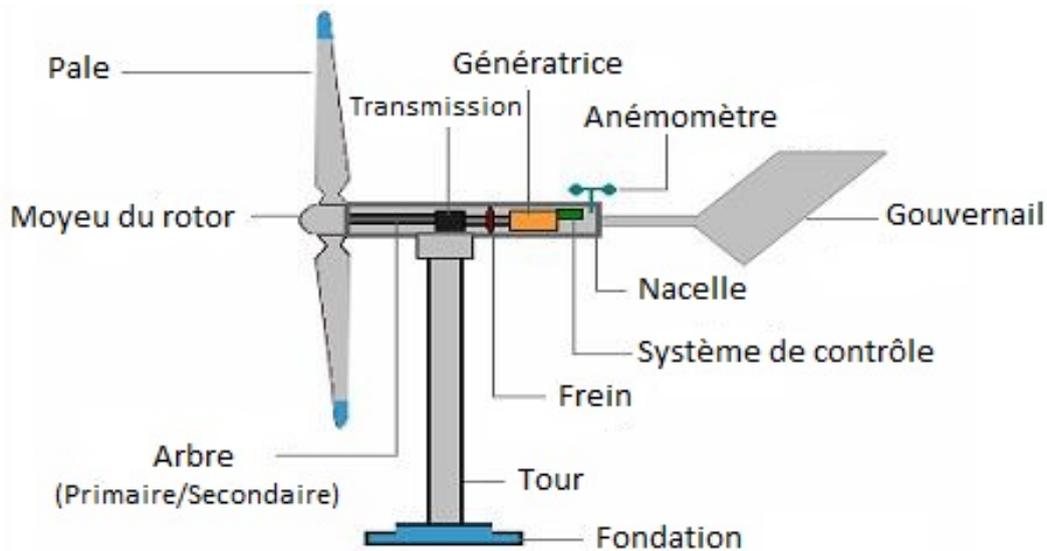


Figure 4.1 – Différents composants d'une éolienne à axe horizontal [137]

Comme indiqué sur la figure 4.1, ce type d'éoliennes se compose généralement de trois parties principales [137] :

1. Le rotor avec les pales : C'est la partie de l'éolienne responsable pour capter l'énergie cinétique du vent et la transformer en énergie mécanique.
2. La nacelle : C'est la partie où l'énergie mécanique est transformée en énergie électrique par le biais d'une génératrice. Cette partie est généralement équipée par un système de contrôle et de freinage dans le cas où le vent serait trop fort.
3. Le mât et les fondations : Cette partie représente un support de la nacelle et du rotor. Le mât est plus ou moins haut. Il peut aller, en général, de 10 à 100 m de hauteur selon la machine et la vitesse du vent.

Il convient de noter que de nombreuses défaillances imprévues peuvent apparaître tout au long du cycle de vie de l'éolienne. Une liste des défaillances enregistrées dans les grands parcs éoliens est prescrite dans [136]. Cette liste inclue les défaillances dans les boîtes de vitesses, les aubes, les paliers de tangage, les générateurs et les convertisseurs électroniques. De telles défaillances sont principalement dus à des événements inattendus, entre autres, les surcharges, la vitesse très élevée du vent, le coup de foudre, ... etc. La réparation suite à ces défaillances est excessivement onéreuse [138].

### 4.1.1 Emplacement des Éoliennes

En pratique, les éoliennes sont souvent réparties sur de grandes surfaces, interconnectées électriquement par des câbles souterrains à moyenne tension. La distance entre deux éoliennes est d'environ trois à cinq fois le diamètre du rotor [139]. En règle générale, les éoliennes sont installées dans des espaces ouverts ou sur des montagnes où la densité du vent est très élevée [140]. La figure 4.2(a) montre un parc éolien installé en Algérie dans la zone de Kabertène, Adrar. Un autre exemple d'éoliennes situées dans une région montagneuse dans la zone de Valais en Suisse est présenté sur la figure 4.2(b).

Afin d'éviter les zones de turbulence du vent, et en même temps pour capter une grande quantité de vent, les pales des éoliennes sont de grandes hauteurs [142, 143].



(a) Parc éolien de Kabertène, Adrar (Algérie)



(b) Parc éolien en Suisse

**Figure 4.2** – Parcs éoliens en Algérie et en Suisse [141]

Cependant, de telles pales à ces hauteurs sont exposées aux coups de foudre, d'autant plus qu'elles contiennent beaucoup de pointes pouvant être sièges des décharges de foudre. De nombreuses études ont montré qu'au moins de 10 coup de foudre directe frappent les éolienne chaque année, en engendrant des endommagements importants au niveau de l'éolienne [144, 145]. De ce fait, plusieurs études ont été rapportées dans la littérature pour identifier les problèmes liés aux défaillances dans les éoliennes ainsi que les techniques de protection. Ces études ont pour but de décrire des méthodes appropriées pour évaluer le risque des endommagements causés par la foudre aux éoliennes (e.g., [146–148]). Des simulations des caractéristiques transitoires et stationnaires des fondations et du système de mise à la terre d'éoliennes ont été également présentées (e.g., [149]).

Dans ce qui suit, nous nous sommes particulièrement intéressés aux effets dûs à la foudre ainsi que les techniques de la protection contre celle-ci.

#### 4.1.2 Éoliennes et Foudres : Risques et Protection

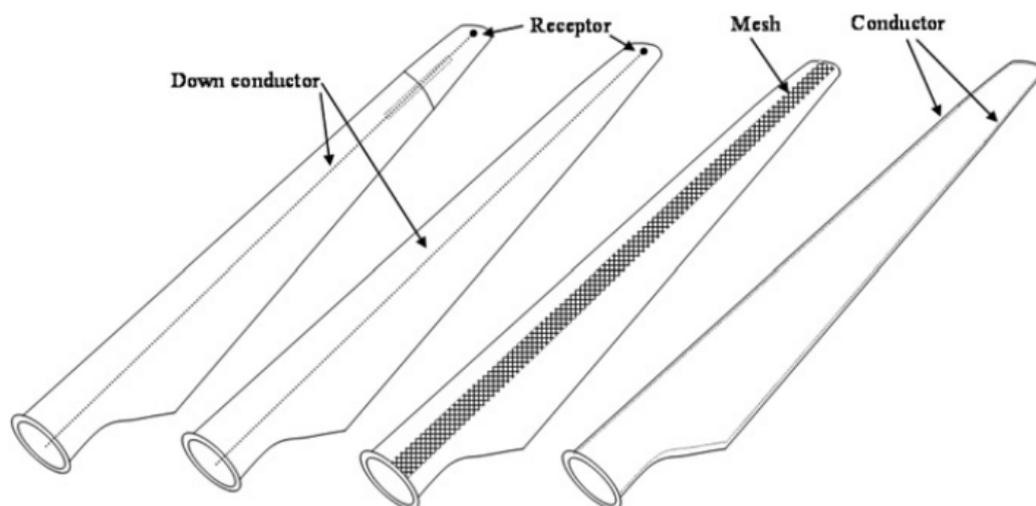
L'éolienne, principalement les pales, peuvent être endommagées pour plusieurs causes, tels que débris, usure, précipitations, défauts de fabrication, coups de foudre, ... etc. La cause la plus dangereuse consiste en la décharge de foudre [136]. En fait, la plupart des décharges de foudre frappent les pales du rotor et la nacelle des éoliennes [146]. Dans ce cas, l'extrémité de chaque pale capte et conduit, en quelques millisecondes, des courants de foudre de 30 à 200kA, ce qui génère des températures locales pouvant atteindre 10000°C [136]. Sous l'effet de cette dernière, la pale peut se dilater brusquement. Ce qui induit à des éclatement localisé ou fissures. Dans ces conditions, l'éolienne doit être déconnectée (mise hors service) et réparée afin d'empêcher la propagation de la fissure, qui pourrait entraîner des dégâts importants, en particulier lorsque la vitesse du vent est grande. De plus, les chocs électrique et thermique peuvent également détruire la pale, provoquant ainsi l'arrêt de l'éolienne [142]. La figure 4.3 présente un exemple d'une pale d'éolienne brisée en morceaux sous l'effet combiné du vent et de la foudre. L'éolienne montrée sur cette figure a été installée en 2006. Ses pales, de 30 mètres de long, sont fabriquées en fibre de carbone, et pèsent près de six tonnes.



**Figure 4.3** – Pale d'éolienne détruite par la foudre lors d'un orage en France (Avril 2018) [150]

En général, la durée estimée pour changer une pale endommagée est comprise entre un et deux mois [150]. Outre la réduction dans la production d'électricité suite à la mise hors service de l'éolienne en question, le coût, excessivement élevé, de la réparation de sa pale dépasse celui du revient d'un système de protection performant. Il est donc judicieux d'équiper l'éolienne d'un système de protection afin d'augmenter sa productivité et sa sécurité et de réduire les coûts de maintenance et/ou de réparation [151].

Ceci exige d'équiper les pales du rotor d'un système de protection contre la foudre [136]. Pour cela, la norme internationale IEC 61400-24 [152], relative à la protection contre la foudre des éoliennes, illustre quelques méthodes nécessaires permettant d'évaluer le risque de foudre, de concevoir et de vérifier la protection des éoliennes contre la foudre. Les systèmes de protection sont ainsi équipés de paratonnerres fixés à l'extrémité de chaque pale et reliés à la terre par un câble en cuivre placé à l'intérieur de la pale comme illustré sur la figure 4.4.



**Figure 4.4** – Protection des pales de rotor d'éoliennes contre la foudre [152]

Généralement, les pales d'éoliennes sont protégées contre la foudre. Cependant, la décharge de foudre est imprévisible de telle sorte que les systèmes de protection ne permettent pas toujours d'éviter l'endommagement des éoliennes. Les propriétaires

d'éoliennes signalent que les pales équipées d'un dispositif de protection contre la foudre peuvent encore subir de graves endommagements dus à la foudre [151, 153]. Ceci entraîne évidemment des coûts de réparation importants. Pour cela, le système de protection des éoliennes contre la foudre comprend également un ou plusieurs paratonnerres situés au niveau du rotor et de la nacelle comme présenté sur la figure 4.5. Le cadre (métallique) de la nacelle peut être utilisé pour intercepter les décharges de foudre. Cependant, un système à contact glissant ou en éclateur doit être utilisé afin d'éviter l'écoulement d'un courant de foudre à travers les paliers de tangage [140].

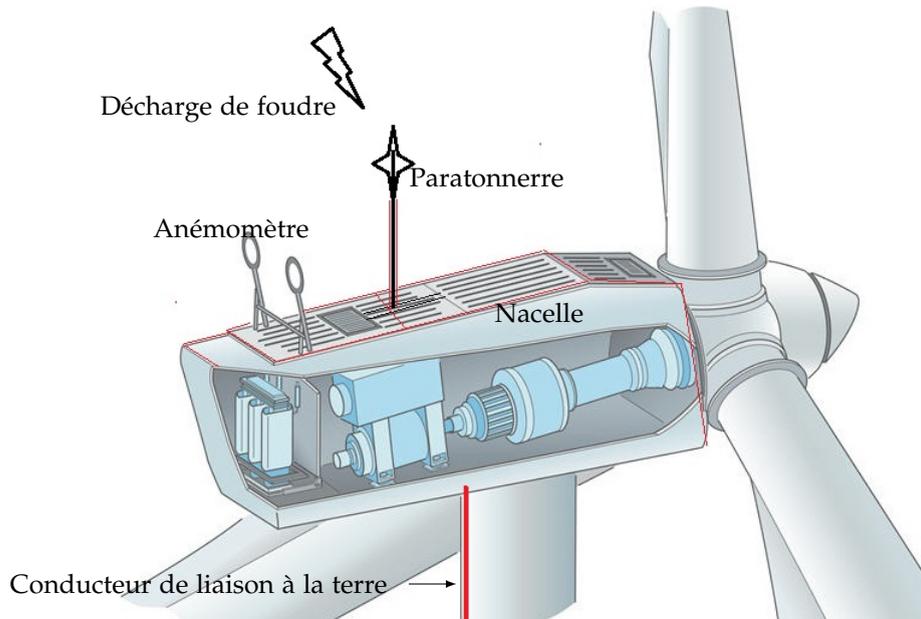


Figure 4.5 – Position des paratonnerres au niveau de la nacelle [154]

Le courant d'une décharge de foudre est transmis de la nacelle et des pales jusqu'au sol, en traversant la tour par le biais des conducteurs adéquatement dimensionnés. L'écoulement du courant vers le sol se fait à travers un système de mise à la terre. Ce système est constitué des éléments métalliques (conducteurs des fondations) associés à un système d'électrodes en anneau ou en forme carrée comme indiqué sur la figure 4.6.



Figure 4.6 – Système de terminaison de terre d'une éolienne [154]

En fait, un système de mise à la terre typique d'une éolienne isolée (individuelle) consiste en une grille ou une électrode annulaire installée autour de la fondation et collée à la tour métallique à travers les fondations en béton [155]. La fonction principale de tel système consiste en l'écoulement du courant de foudre vers la terre, permettant ainsi de protéger les différents composants de l'éolienne, les pales en particulier, de tout endommagement. Pour cela, le système de terre doit avoir une résistance de terre (de

basses fréquences) de  $10\Omega$  ou moins, comme spécifié dans les normes IEC-61024 [156] et IEC-61400-24 [152]. Pour atteindre cette valeur, des calculs numériques préliminaires sont nécessaires afin de déterminer cette résistance et concevoir un système de mise à la terre adéquat. De tels calculs sont faits généralement à l'aide de la méthode des éléments finis (e.g., CYMGRD, COMSOL,  $\dots$  etc.). Cependant, une conception correcte et efficace d'un système de mise à la terre, d'une éolienne soumise à une décharge de foudre, exige la connaissance non seulement de la résistance de terre, mais également de la répartition du potentiel transitoire et des impédances transitoire et impulsionnelle de tel système [87].

## 4.2 Influence des Paramètres Electro-Géométriques

Dans la présente section, nous nous sommes intéressés à étudier l'influence de certains paramètres électro-géométrique sur la réponse transitoire du système de mise à la terre soumis à un courant de foudre. Les paramètres consistent en le nombre de mailles d'une grille, les dimensions de celle-ci (i.e., la surface qu'elle occupe) ainsi que la résistivité du sol homogène.

### 4.2.1 Grilles de Terre

Des grilles de forme carrée ont été étudiées lors d'un impact direct d'un courant de foudre. Ces grilles sont enfouies horizontalement dans un sol homogène à une profondeur  $h = 50\text{cm}$ . Les trois configurations de mise à la terre adoptées sont présentées sur la figure 4.7. Il s'agit d'une grille (G1) constituée d'une seule maille de côté  $\ell$ , d'une grille (G2) composée de quatre mailles identiques dont le côté est  $\ell/2$  et d'une grille (G3) contenant également quatre mailles identiques, chacune d'elles possède un côté  $\ell$ . Le conducteur formant ces grilles est caractérisé par une forme cylindrique de rayon  $r$ .

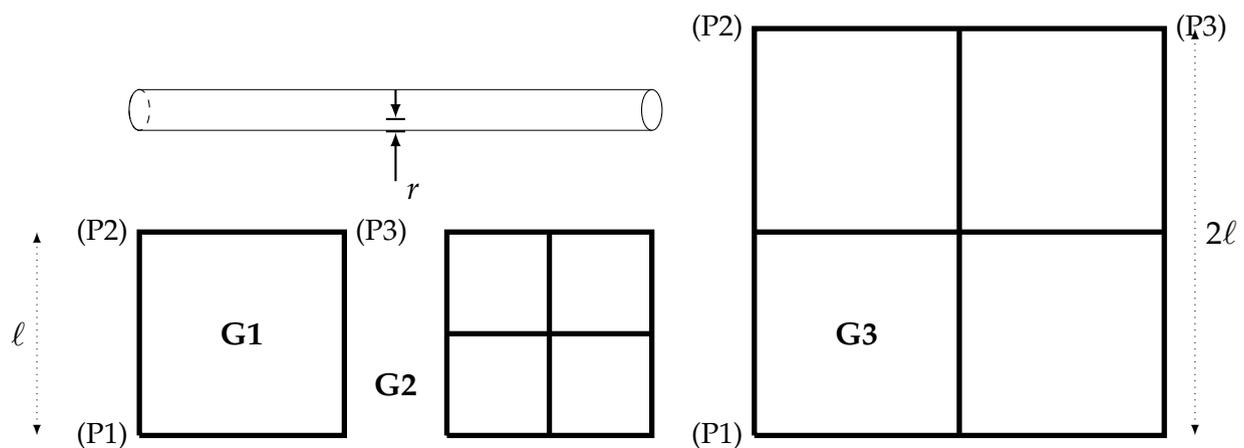


Figure 4.7 – Représentation des trois grilles de terre à étudier

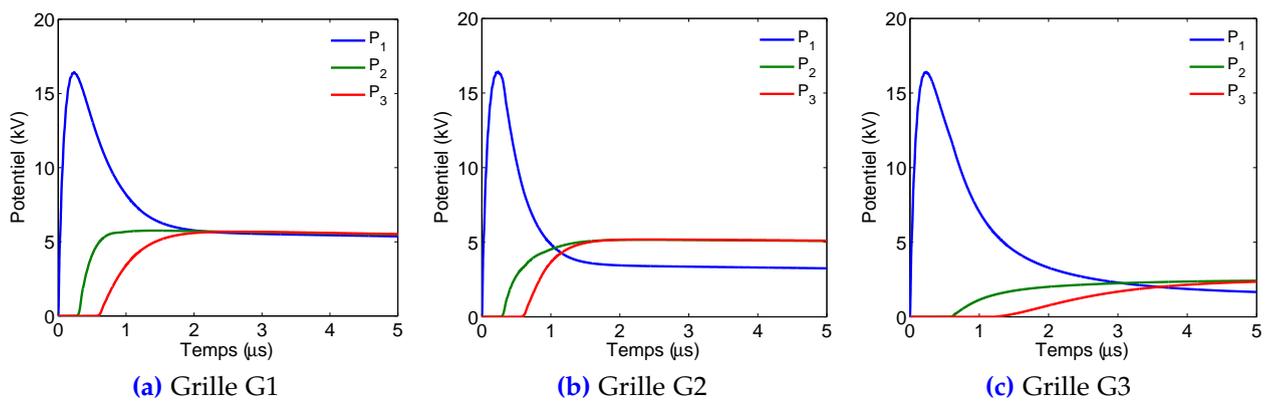
Nous avons étudié la réponse transitoire des différentes configurations des grilles illustrées sur la figure 4.7 à savoir : grille 1x1 de longueur  $\ell$ , grille 2x2 de longueur  $\ell$  et une grille 2x2 de longueur  $2\ell$ . Pour chacune d'elles, le courant de foudre a été injecté au point  $P_1$ . Les conditions adoptées lors de cette modélisation sont récapitulées dans la table 4.1.

La simulation a été effectuée en ignorant les phénomènes liés à l'ionisation du sol et au couplage mutuel inter-segments. Les résultats que nous avons obtenus sont présentés sur la figure 4.8. Cette figure montre l'évolution du potentiel transitoire en différents points à

**Table 4.1** – Paramètres des simulations des grilles de terre

Courant	Grille	Sol
$I(t) = I_0 [\exp(-\alpha t) - \exp(-\beta t)]$	$\ell = 30m$	$\rho_{sol} = 1k\Omega \cdot m$
$I_0 = 1,0167kA$	$r = 7mm$	$\epsilon_r = 9$
$\alpha = 0,0142\mu s^{-1}$	$h = 50cm$	$E_{CR} = 241\rho_g^{0,215}kV/m$
$\beta = 5,073\mu s^{-1}$	$\rho_e = 0,25 \cdot 10^{-6}\Omega \cdot m$	

savoir ( $P_1$ ), ( $P_2$ ) et ( $P_3$ ) montrés sur la figure 4.7. Les caractéristiques des figures 4.8(a), 4.8(b) et 4.8(c) présentent les réponses transitoires des trois grilles carrées G1, G2 et G3 de la figure 4.7, respectivement.

**Figure 4.8** – Potentiel transitoire obtenu en différents points des grilles

Au point d'injection ( $P_1$ ), nous avons remarqué, d'après les résultats de la figure 4.8, que les ondes du potentiel sont caractérisées par des pics de forte amplitude. Cette dernière est de l'ordre de  $16,2kV$  pour les trois configurations de terre. Cependant, les ondes du potentiel correspondant aux points  $P_2$  et  $P_3$  sont relativement faibles, en termes d'amplitude, relativement à celles obtenues au point d'injection. L'atténuation de ces ondes du potentiel est plus rapide pour la grille G3 que pour les deux autres (G2 et G1). Après  $t = 2\mu s$  environ, les ondes de potentiel en différents points obtenus pour une grille à une seule maille (Fig. 4.8(a)) se superposent. Par ailleurs, nous avons remarqué une diminution de l'onde de potentiel avec l'augmentation aussi bien du nombre de mailles que de la dimension (du côté) de la grille. Ceci implique que l'écoulement du courant vers le sol est affecté par le nombre de mailles ainsi que la dimension de la grille. Cette dissipation s'accroît en offrant plus de chemins conducteurs vers le sol ou en augmentant les dimensions des systèmes de terre.

Pour conclure, nous pouvons dire que la taille de la grille utilisée et le nombre de mailles ont une grande influence sur la réponse transitoire de la drille de mise à la terre. En effet, plus la taille et/ou le nombre de mailles sont grands, plus l'écoulement du courant vers le sol est facile (et rapide), et plus l'atténuation de l'onde de potentiel est significative. Il s'en suit que l'écoulement du courant est accentué par le nombre de chemins conducteurs vers le sol.

### 4.2.2 Système de Mise à la Terre d'une Éolienne

Le système de mise à la terre (SMLT) du parc éolien de Kutubdia (Bangladesh) est considéré par cette étude. Ce parc contient au total 50 éoliennes. La puissance de chacune d'elles est de  $20\text{kW}$  d'environ [157–160]. La figure 4.9 présente le SMLT de chaque éolienne.

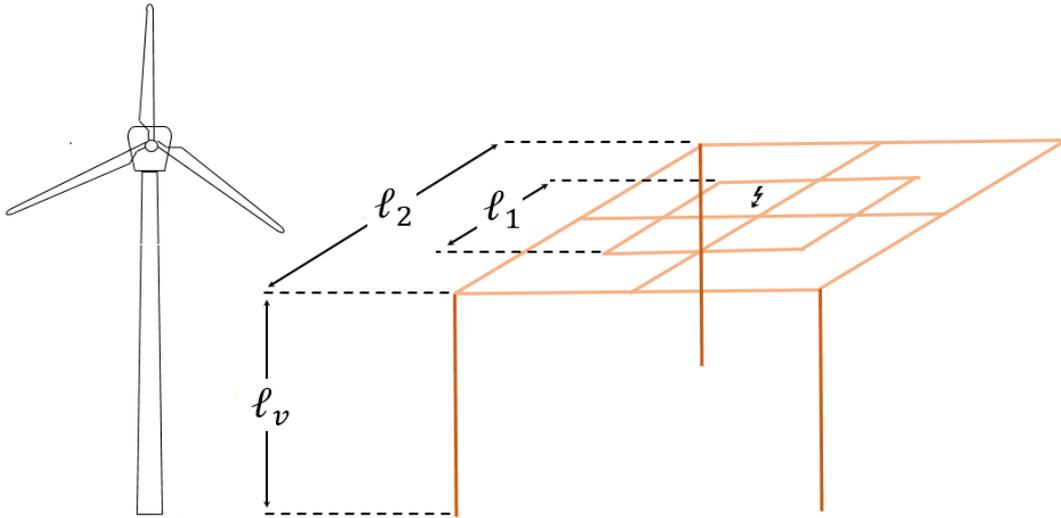


Figure 4.9 – SMLT d'une éolienne de la ferme de Kutubdia

Le SMLT en question est constitué de deux grilles carrées concentriques avec quatre tiges verticales identiques (d'une longueur de  $l_v = 10\text{m}$ ) installées aux points cornières de la grille extérieure. Les grilles de terre sont enterrées à une profondeur de  $2\text{m}$  dans un sol (amagnétique) uniforme, caractérisé par une résistivité  $\rho_{sol}$  et une permittivité  $\epsilon_{sol}$ . La grille interne est de côté  $l_1 = 6\text{m}$  et la seconde (externe) est de côté  $l_2 = 12\text{m}$ .

Le SMLT est soumis à un courant impulsionnel (de foudre), d'une forme d'onde standard de  $1,2/50\mu\text{s}$  et une valeur de crête de  $50\text{kA}$  [158]. Différentes valeurs de résistivité du sol sont considérées à savoir  $10, 100$  et  $500\Omega \cdot \text{m}$ . Le potentiel transitoire obtenu au point d'injection est présenté sur la figure 4.10.

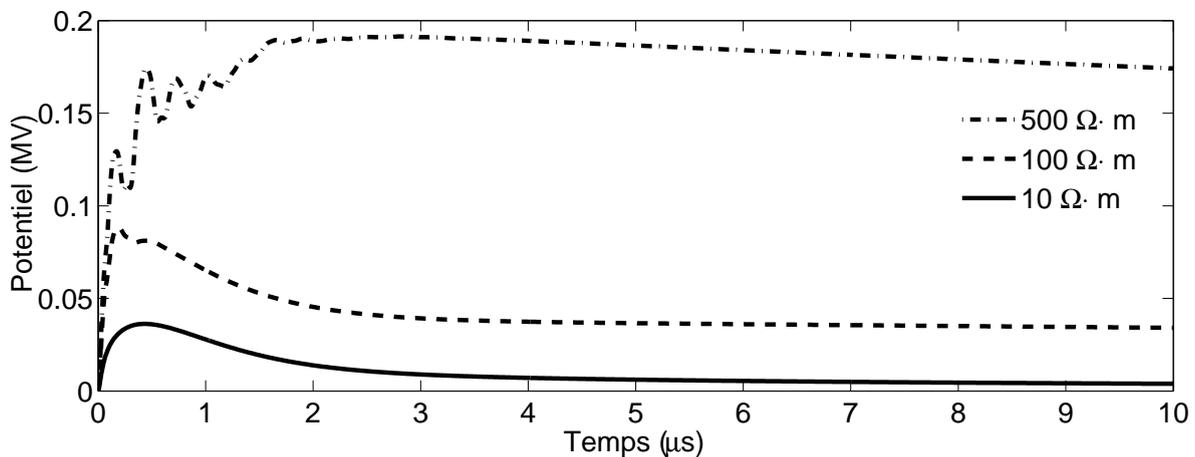


Figure 4.10 – Potentiel au point d'injection pour différentes résistivités du sol

D'après ces résultats, nous avons constaté que la résistivité du sol a une influence très significative sur la réponse transitoire du système de mise à la terre. En effet, l'augmentation de la résistivité du sol entraîne non seulement une augmentation des valeurs de

crête des ondes de potentiel, mais également l'apparition de certaines fluctuations. Afin de réduire l'amplitude du potentiel, l'interconnexion des systèmes de terre de plusieurs éoliennes est recommandée, en particulier lors de l'installation des éoliennes dans des sols fortement résistifs [157, 159].

### 4.3 Interconnexion des SMLTs d'Éoliennes

Dans cette section, nous nous sommes intéressés à analyser le comportement des SMLTs interconnectés d'un certain nombre d'éoliennes soumises au courant de foudre, et ce pour diverses résistivités du sol. Deux types d'interconnexion sont considérés à savoir en cascade et en boucle (fermée).

Pour le premier type (i.e., interconnexion en cascade), deux systèmes (identiques à celui présenté sur la figure 4.9) de mise à la terre ou plus sont considérés. La figure 4.11 présente une ferme à trois éoliennes dont les SMLTs sont interconnectés.

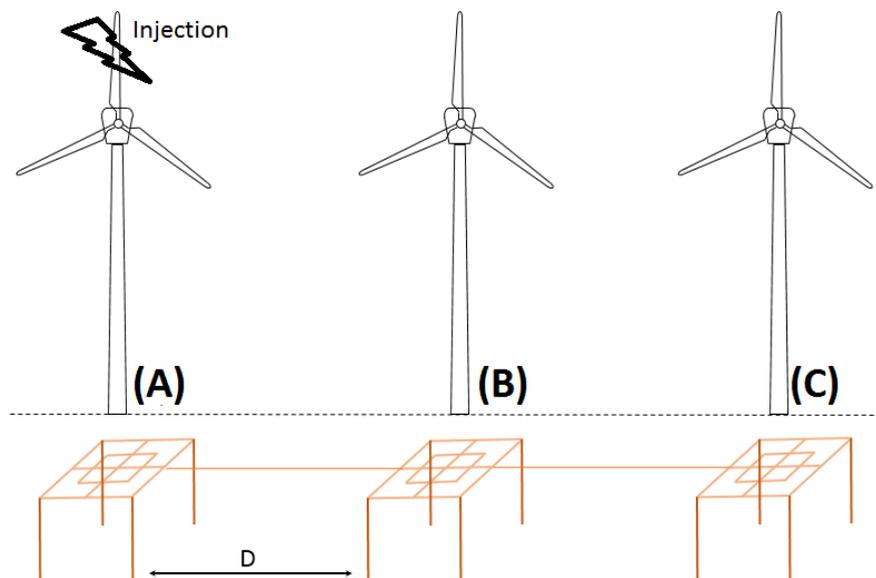


Figure 4.11 – SMLTs sont interconnectés en cascade d'une ferme à trois éoliennes

Les éoliennes correspondantes sont installées d'une manière équidistante suivant une ligne droite. La distance entre deux éoliennes successives est de  $D = 100m$  [146, 157]. L'interconnexion de deux SMLTs successifs est réalisée par le biais d'une électrode horizontale reliant les points centraux des grilles de terre. Cette électrode est de longueur  $100m$ , et de rayon identique à celui du conducteur formant les SMLTs. De tels systèmes sont enfouis dans un sol homogène. Sa résistivité est varié dans la gamme  $[10, 10000]\Omega \cdot m$ . Le courant de foudre normalisé (constantes de temps de  $1,2/50\mu s$ ) est injecté dans le SMLT de l'éolienne (A). La valeur crête du courant injecté est de  $50kA$  [158].

Afin d'étudier l'effet de l'interconnexion des SMLTs ainsi que son type (en cascade ou en boucle), nous considérons des fermes à trois, à quatre et à neuf éoliennes, disposées conformément à la figure 4.12. La distance  $D$  entre deux éoliennes successives est égale à  $100m$ .

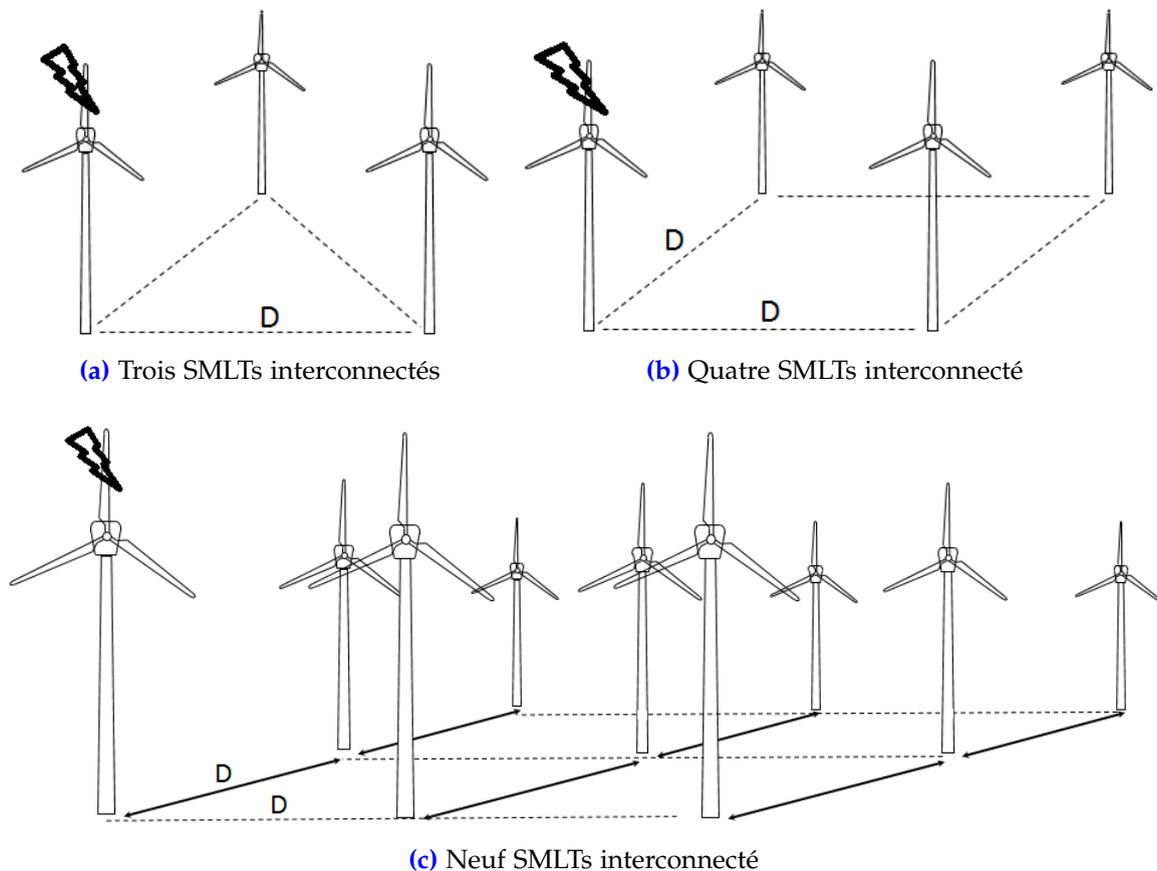
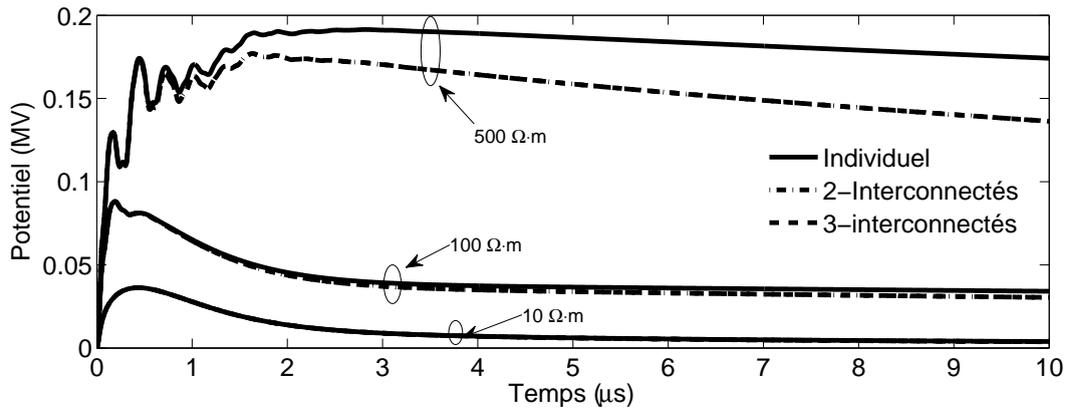


Figure 4.12 – SMLTs sont interconnectés en boucle fermée d’une ferme à trois, quatre et neuf éoliennes

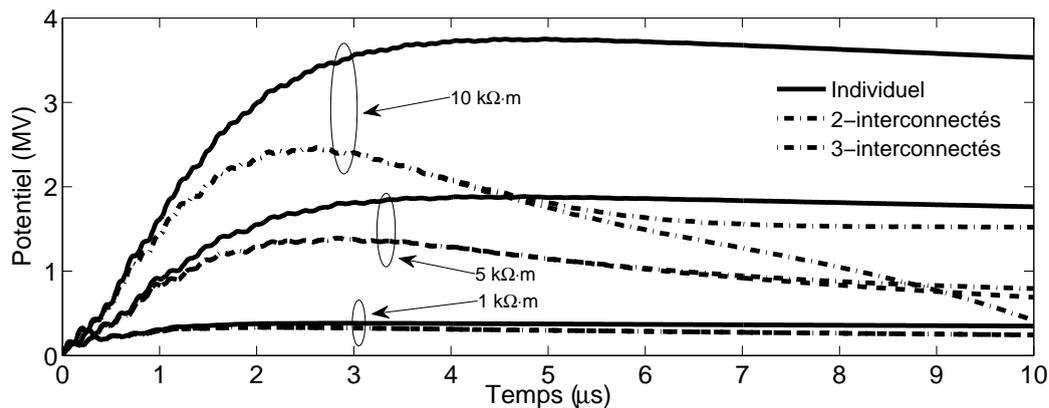
### 4.3.1 SMLTs en Cascade

La figure 4.13 présente l’évolution du potentiel transitoire (donc en fonction du temps) enregistré au point d’injection. Le nombre d’éoliennes a été varié de 1 à 3. En effet, trois cas ont été considérés à savoir, (i) une éolienne individuelle comportant un seul SMLT (isolé), (ii) deux éoliennes donc deux SMLTs interconnectés en cascade, et finalement (iii) trois éoliennes et donc trois SMLTs interconnectés en cascade. De tels systèmes sont supposés enterrés dans des sols homogènes fortement et faiblement résistifs. La valeur limite de la résistivité de séparant les deux sols est considérée égale à  $500\Omega \cdot m$ . Pour ne pas encombrer la figure, nous avons jugé utile de séparer les caractéristiques obtenues dans le cas de l’utilisation d’un sol faiblement résistif (résistivité de 10, 100 et  $500\Omega \cdot m$ ) de celles trouvées dans le cas d’un sol fortement résistif. De ce fait, la figure 4.13(a) (respectivement 4.13(b)) illustre le potentiel transitoire des SMLTs interconnectés en cascade enfouis dans un sol de faible résistivité (10, 100 ou  $500\Omega \cdot m$ ) [respectivement de forte résistivité (1, 5 ou  $10k\Omega \cdot m$ )].

D’après les résultats obtenus, l’amplitude du potentiel transitoire est plus élevée lors de l’emploi d’un SMLT isolé (donc d’une seule éolienne) que des SMLTs interconnectés de plusieurs éoliennes. Également, l’amplitude du potentiel transitoire est plus importante lors de l’utilisation de deux SMLTs interconnectés (correspondant à deux éoliennes) que de trois SMLTs interconnectés (trois éoliennes). Ceci est évident, car plus les SMLTs sont interconnectés, plus les chemins conducteurs augmentent en nombre, plus l’écoulement du courant de foudre vers le sol est facile, et plus le potentiel transitoire diminue en



(a) Faibles résistivités du sol



(b) Fortes résistivités du sol

**Figure 4.13** – Potentiel au point d’injection des SMLTs des éoliennes isolées et interconnectées en cascade pour différentes de résistivités du sol homogène

amplitude.

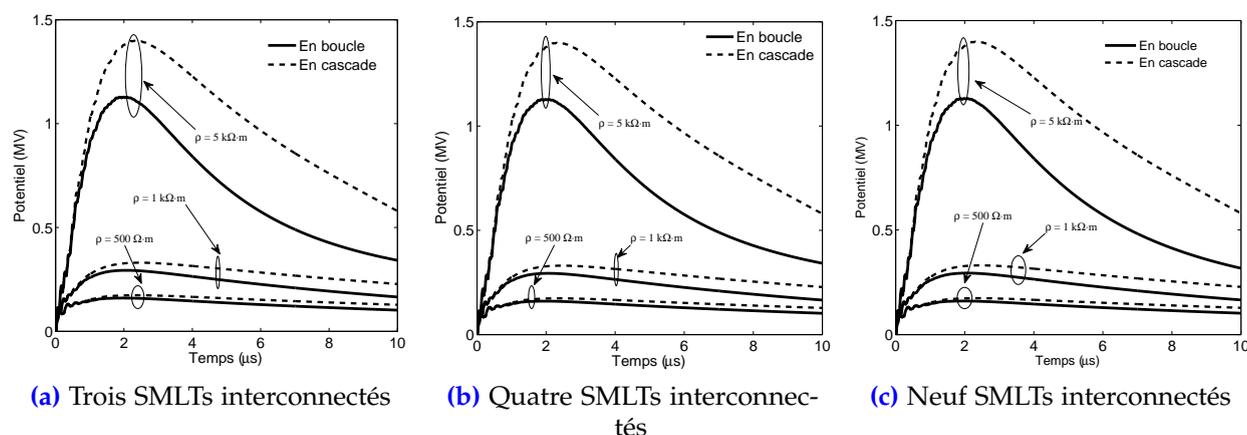
Par ailleurs, et relativement au potentiel obtenu lors de l’utilisation d’un seul SMLT, le potentiel transitoire diminue au fur et à mesure que la résistivité du sol augmente. Si la cette diminution reste faible lors de l’installation des SMLTs dans un sol de résistivité entre 10 à 500  $\Omega \cdot m$  (Fig. 4.13(a)), il n’en est pas de même pour les ceux enfouis dans un sol fortement résistif pour lequel la résistivité est comprise entre 1  $k\Omega \cdot m$  et 10  $k\Omega \cdot m$  (Fig. 4.13(b)). Dans ce dernier cas, la diminution de l’amplitude du potentiel s’accroît avec l’augmentation de la résistivité du sol dans la gamme [1  $k\Omega \cdot m$  ; 10  $k\Omega \cdot m$ ]. Les résultats, ainsi obtenus pour deux et trois SMLTs interconnectés, montrent que le taux de réduction dans le potentiel transitoire par rapport à celui d’un SMLT isolé peut atteindre 25% pour une résistivité du sol de 500  $\Omega \cdot m$ . Une amélioration considérable de ce taux a été enregistrée avec l’augmentation de la résistivité du sol. Pour une résistivité de 10  $k\Omega \cdot m$ , nous avons obtenu une réduction de 75% pour deux SMLTs interconnectés contre une réduction de 81% pour trois SMLTs interconnectés.

Pour une résistivité de 10  $\Omega \cdot m$ , nous remarquons que les potentiels sont pratiquement les mêmes pour un SMLT isolé, deux et trois SMLTs interconnectés. Cependant, une différence entre les potentiels commence à avoir lieu pour une résistivité de sol de 100  $\Omega \cdot m$  ; le potentiel transitoire diminue lors de l’augmentation du nombre des SMLTs interconnectés. En conséquence, nous pouvons conclure que l’écoulement du courant de foudre vers le sol de faible résistivité peut être réalisé uniquement à travers un système de mise à la terre isolé. Cependant, il est recommandé d’interconnecter les SMLTs dans

les parcs éoliens installés dans des sols de fortes résistivités.

### 4.3.2 SMLTs en Boucle

Nous nous sommes intéressés, dans cette section, à étudier la réponse transitoire des SMLTs interconnectés. Le nombre d'éoliennes a été varié de 3 à 9. En fait, trois cas sont sélectionnés pour être représentés (dans la partie résultats). Ces cas consistent en (i) trois SMLTs (ferme de trois éoliennes), (ii) quatre SMTs (parc de quatre éoliennes), et finalement (iii) neuf SMLTs (donc neuf éoliennes). Pour chaque cas, la résistivité du sol homogène est variée. Les mêmes valeurs de la résistivité du sol susmentionnées sont retenues. En effet, la faible résistivité a pour valeurs  $10, 100$  et  $500 \Omega \cdot m$  contre  $1, 5$  ou  $10 k\Omega \cdot m$  pour la forte résistivité. Pour ne pas encombrer les figures, la valeur extrême de la faible résistivité ( $500 \Omega \cdot m$ ) et le deux valeurs extrêmes de la forte résistivité ( $5$  ou  $10 k\Omega \cdot m$ ) sont sélectionnées. Les résultats sélectionnés sont présentés sur la figure 4.14.



**Figure 4.14** – Potentiel au point d’injection des SMLTs interconnectés en boucle et en cascade pour différentes valeurs de résistivités des sols

Pour une résistivité du sol et un nombre de SMLTs interconnectés donnés, le potentiel obtenu pour une interconnexion en cascade est supérieur à celui enregistré pour une interconnexion en boucle. L'écart entre eux augmente avec l'augmentation de la résistivité du sol. En fait, une légère différence de l'ordre de 10% à 15% a été enregistrée pour une résistivité de sol de  $500$  à  $1000 \Omega \cdot m$ , respectivement. Cependant, cette différence s'est accentuée dès que la résistivité du sol atteint  $5 k\Omega \cdot m$ . Nous pouvons déduire que l'interconnexion en boucle est la plus appropriée. En effet, il est recommandé de l'utiliser, notamment lors des installations des parcs éoliens dans des sols fortement résistifs.

## 4.4 Influence du Point d'Injection

Étant donné son importance, l'influence du choix de l'endroit où injecter le courant de foudre (appelé point d'injection) sur la réponse transitoire des systèmes de terre est étudié. Pour simplifier l'idée de la présente étude, une électrode horizontale est premièrement considérée dont le courant est injecté en différents points le long cette électrode. Deuxièmement, nous nous sommes intéressées à analyser l'impact du point d'injection sur la performance des grilles de terre à configuration simple. Finalement, nous avons examiné l'impact du point d'injection sur un système complexe de mise à

la terre (interconnecté) d'un parc éolien. Pour cela, nous avons choisi la configuration constituée de trois éoliennes (ayant donc trois SMLTs interconnectés) présentée sur la figure 4.9. Nous considérons que l'injection du courant impulsionnel se fait au point milieu du SMLT de l'éolienne frappée par la décharge de foudre.

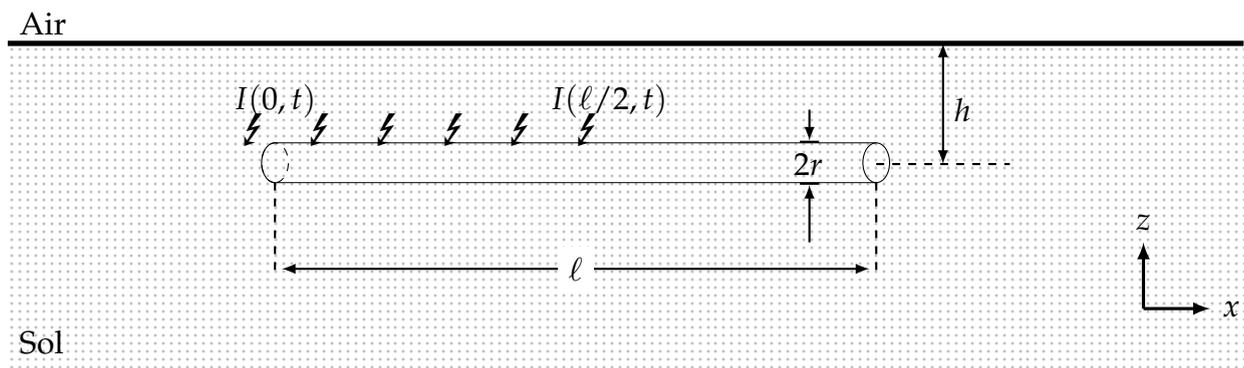
#### 4.4.1 Injection sur une Électrode Horizontale

La réponse transitoire concerne le potentiel en différents points de l'électrode, y compris celui de l'injection. Les conditions d'une telle simulation sont présentées dans la table 4.2. Les données concernent la forme de l'impulsion de courant, les caractéristiques de l'électrode ainsi que le type du sol et ses propriétés électromagnétiques.

**Table 4.2** – Conditions d'interaction électrode-courant impulsionnel-sol

Courant	Grille	Sol
$I(t) = I_0 [\exp(-\alpha t) - \exp(-\beta t)]$	$\ell = 100m$	$\rho_{sol} = 1k\Omega \cdot m$
$I_0 = 52,2689kA$	$r = 5mm$	$\epsilon_r = 36$
$\alpha = 0,0142\mu s^{-1}$	$h = 50cm$	$E_{CR} = 241\rho_g^{0,215}kV/m$
$\beta = 5,073\mu s^{-1}$	$\rho_e = 0,25 \cdot 10^{-6}\Omega \cdot m$	

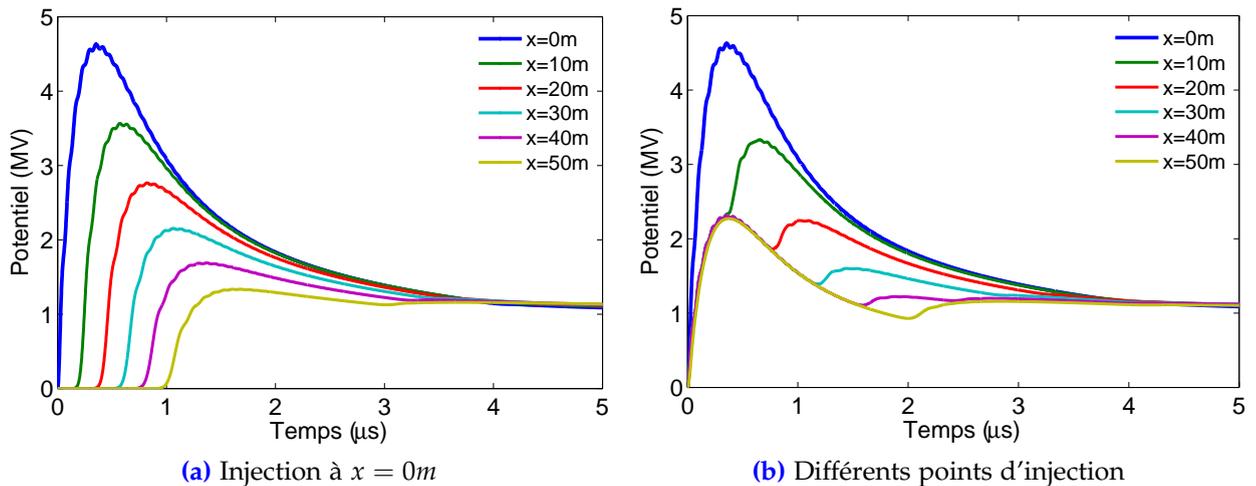
Nous avons injecté, en premier lieu, le courant impulsionnel au niveau d'une des deux extrémités, à  $x = 0m$ , de l'électrode de mise à la terre, et nous avons enregistré le potentiel en différents points à savoir :  $x = 0, 10, 20, 30, 40$  et  $50m$ . En suite, nous avons injecté le courant impulsionnel en différents points de l'électrode à savoir  $x = 0, 10, 20, 30, 40$  et  $50m$  et avons enregistré le potentiel transitoire au point d'injection. Les différents scénarios ainsi considérés sont schématisés sur la figure 4.15.



**Figure 4.15** – Points d'injection du courant le long de l'électrode horizontale

Lors de cette étude, le phénomène de l'ionisation du sol ainsi que celui du couplage mutuel inter-segments n'ont pas été incorporés. Les résultats que nous avons obtenus sont présentés sur la figure 4.16. Pour une injection à l'extrémité de l'électrode, la figure 4.16(a) illustre le potentiel transitoire enregistré en différents points de l'électrode horizontale, y compris celui de l'injection. En suite, le même courant a été injecté dans différentes points dont les caractéristiques du potentiel transitoire obtenu au point d'injection sont illustrées sur la figure 4.16(b).

A partir de la figure 4.16(a), le potentiel conserve bel et bien la forme impulsionnelle du courant. Par ailleurs, aucune ondulation n'a été enregistrée sur l'onde du potentiel. Ceci signifie que la réflexion de l'onde n'a pas eu lieu. Une telle constatation a été déjà faite



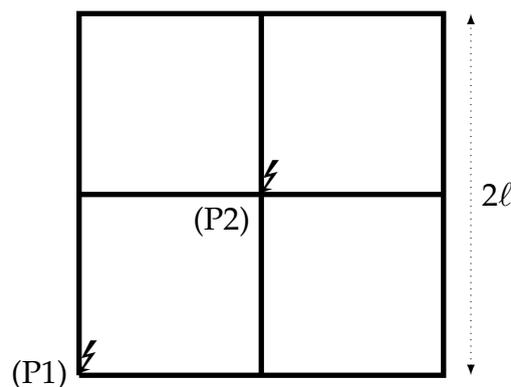
**Figure 4.16** – Évolution du potentiel (a) le long de l'électrode pour une injection de courant au point  $x = 0m$  et (b) au point d'injection pour différents points d'injection le long de l'électrode

par Chiheb et *al.* [161]. Cependant, en allant vers les  $x$  croissants, nous avons enregistré une diminution de l'amplitude de l'onde du potentiel, accompagnée par un retard dans le temps de montée. Toutes les caractéristiques se coïncident pratiquement à partir de  $3,5\mu s$ .

D'après les caractéristiques du potentiel présentées sur la figure 4.16(b), une diminution de la valeur de crête a été observée avec le déplacement du point d'injection de l'extrémité vers le milieu de l'électrode. Cependant, les réponses relatives aux points  $x = 20, 30$  et  $40m$ , présentent deux pics sur l'onde du potentiel. Le premier pic, nommé "pic principal", est commun pour les trois caractéristiques. Le deuxième pic, généralement plus petit que celui principal, diminue en déplaçant le point d'injection vers le milieu de l'électrode. Il est important de noter que la réponse transitoire obtenue pour une injection au milieu de l'électrode (i.e.,  $x = 50m$ ) possède uniquement le pic principal ; la réponse correspondante est la moins ondulée avec une plus faible amplitude. Ainsi, nous suggérons de choisir le point d'injection au milieu de l'électrode de terre enterrée horizontalement.

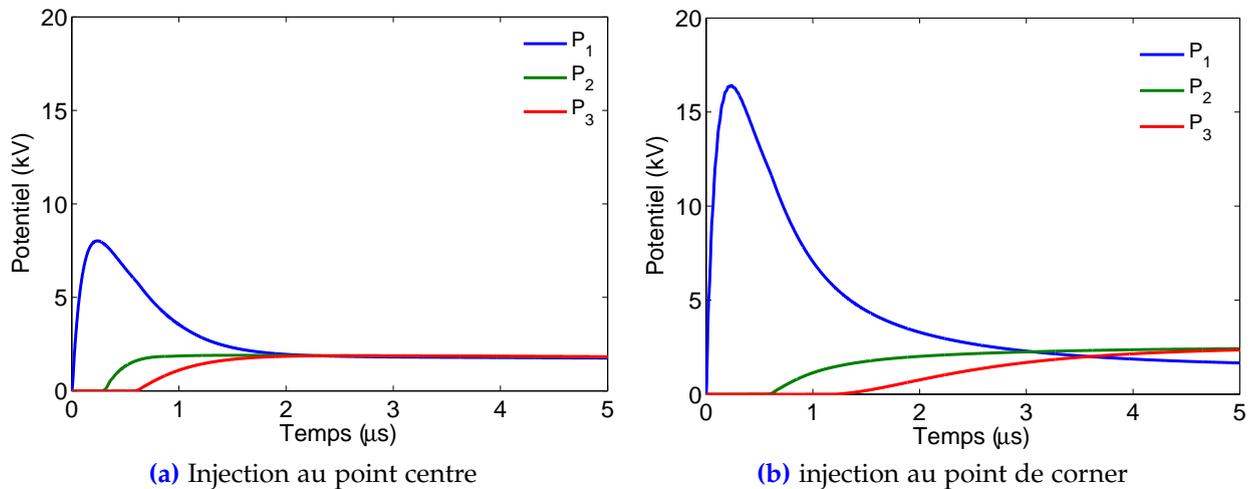
#### 4.4.2 Injection sur une Grille

La grille, objet d'étude, est carrée. Elle est composée de quatre mailles identiques, de côté  $\ell$ . Il s'agit en fait de la grille 2x2 présentée sur la figure 4.17. L'objectif est d'étudier l'influence du point d'injection sur la réponse transitoire d'une telle grille.



**Figure 4.17** – Représentation de la grille de terre 2x2 à étudier et les points d'injection

La réponse du système de terre, consistant en l'évolution du potentiel en différents points de la grille 2x2 (Fig. 4.17), est présentée sur la figure 4.18. Les résultats correspondent à l'injection du courant impulsionnel au point centre de la grille (P2) et au point de corner (P1).



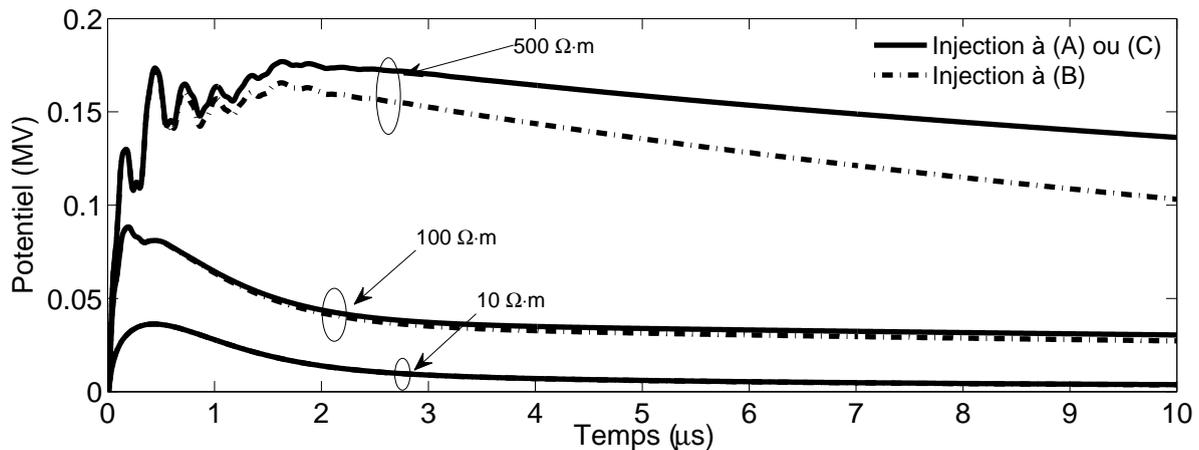
**Figure 4.18** – Potentiel transitoire d'une grille de terre à quatre mailles pour différents points d'injection

D'après les résultats présentés sur la figure 4.18, nous avons bien remarqué l'effet du point d'injection ; l'atténuation des ondes du potentiel est plus rapide lorsque l'injection se fait au point central de la grille. Cette configuration offre plus de chemins conducteurs au courant pour s'écouler vers la terre.

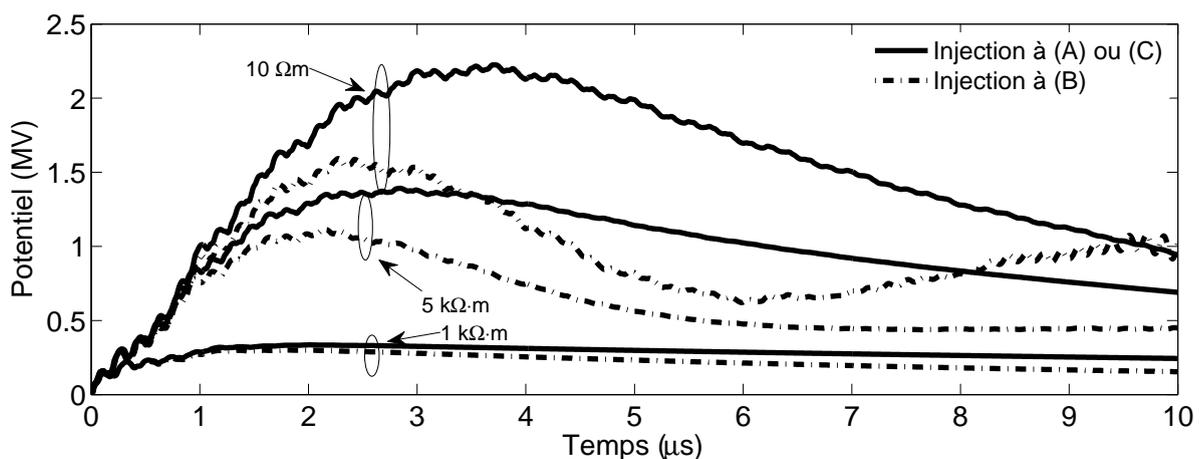
#### 4.4.3 Injection sur SMLTs Interconnectés

Nous avons sélectionné, dans cette partie, un système global de mise à la terre composé de trois systèmes interconnectés correspondant à un parc de trois éoliennes. Le courant impulsionnel est injecté dans un seul système de terre. En effet, trois scénarios (A), (B) et (C) sont considérés. Ils dépendent du système de terre ciblé par la décharge de foudre. Les scénarios (A), (B) et (C) signifient que l'injection du courant s'est faite dans le premier, le deuxième et le troisième système de terre, respectivement. Ces scénarios sont illustrés sur la figure 4.11. La figure 4.19 montre la réponse transitoire du système étudié concernant l'évolution du potentiel au point d'injection. Les systèmes de terre sont enterrés dans des sols faiblement et fortement résistifs. Les mêmes résistivités considérées précédemment sont adoptées dans cette application. Les résultats correspondant au sol faiblement et fortement résistifs sont présentés sur les figures 4.19(a) et 4.19(b) respectivement.

Nous observons que le potentiel est plus faible lors d'une injection du courant impulsionnel dans le SMLT de l'éolienne (B). Ceci est dû au fait que cette configuration offre plus de chemins conducteurs au courant injecté pour s'écouler vers le sol, relativement aux configurations (A) et (C). Pour le scénario (B), une diminution considérable de l'amplitude atteignant environ 25% pour une résistivité du sol de  $500\Omega \cdot m$  et jusqu'à 60% pour la résistivité la plus élevée du sol. De plus, des oscillations apparaissent lors de l'installation du parc éolien dans un sol de  $10k\Omega \cdot m$ . Ce phénomène oscillatoire pourrait être dû à la réflexion du signal du courant au niveau de l'interface électrode – sol, du fait que le courant s'écoule difficilement vers le sol fortement résistif. De telles oscillations ont été déjà observées par [162] lors de l'utilisation des mêmes sols (fortement résistifs).



(a) Faibles résistivités



(b) Fortes résistivités

Figure 4.19 – Potentiel obtenu pour un système de terre à trois interconnexions pour divers points d'injection et résistivités du sol

Lors de la mise en œuvre d'une ferme éolienne à systèmes de terre interconnectés, il faudrait forcer la décharge de foudre pour frapper plutôt les éoliennes du milieu, ce qui augmente les chemins conducteurs dans le SMLT. Pour ce faire, il est recommandé par exemple que les éoliennes du milieu soient plus hautes que les autres, en particulier pour celles installées dans les sols fortement résistifs.

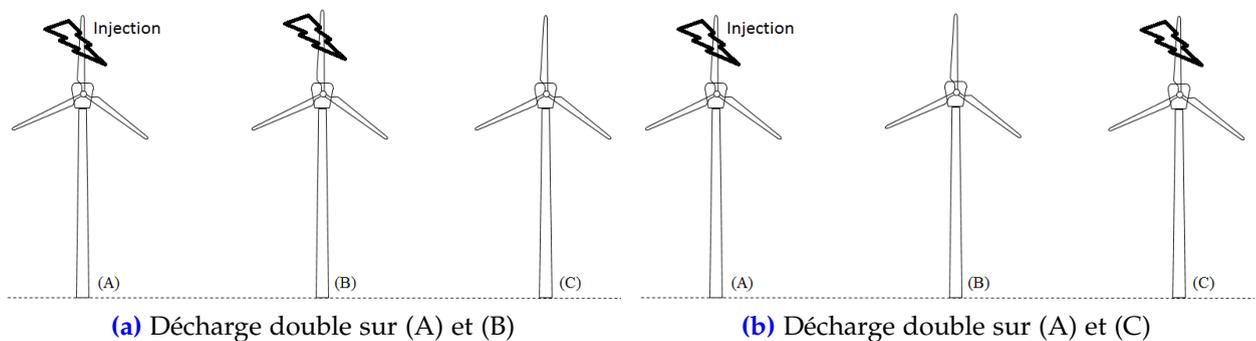
## 4.5 Effet des Décharges Multiples Simultanées

Des études antérieures sur l'incidence des coups de foudre montrent que les structures d'une hauteur supérieure à 100m subissent des coups de foudre ascendants et descendants [163]. Des investigations sur la décharge de foudre ont été effectuées par Rakov-Uman [164]. Ces chercheurs ont discuté le phénomène physique lié à la foudre, ses modèles mathématiques, et ses effets sur les objets frappés par la foudre. Jusqu'à là, la totalité des travaux de recherche rapportés dans la littérature concernent l'impact d'une seule décharge de foudre sur une éolienne, en utilisant donc un seul système de terre permettant l'écoulement du courant de foudre vers la terre.

Cependant, et outre les décharges de foudre descendantes, Warner et al. [165] ont enregistré des décharges de foudre ascendantes simultanément depuis plusieurs tours. Des

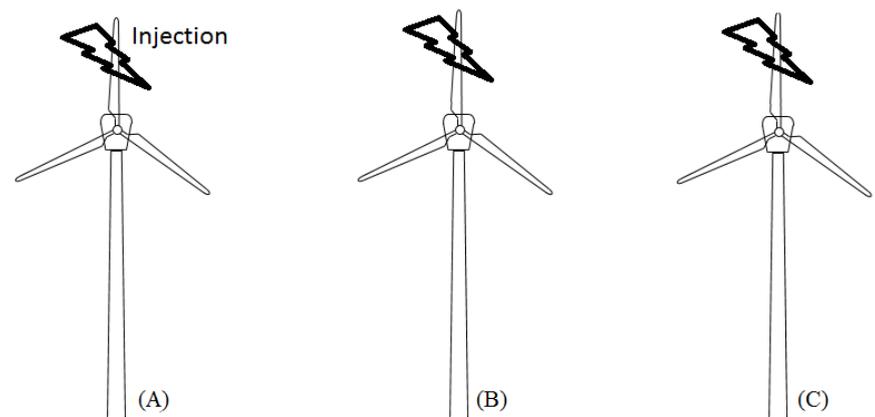
observations similaires de plusieurs leaders ascendants de foudre foudroyant simultanées un ensemble d'éoliennes ont été également reportées par Montanyà et *al.* [166]. Selon [167], la probabilité d'avoir des décharges multiples simultanément sur plusieurs objets est relativement très faible par rapport à une seule décharge de foudre. De plus, des décharges simultanées ne peuvent se produire que s'il y a des objets hauts étroitement espacés [167]; cas qu'un parc éolien, par exemple.

Jusqu'à présent, nous avons mené plusieurs études et analyses en injectant un seul courant de foudre dans le ou les système(s) de terre ainsi adoptés. Les applications faites se résument en un cas d'une décharge simple foudroyant une ferme éolienne. Dans ce qui suit, et en vue d'apporter une nouvelle contribution dans ce domaine, nous étudions l'impact de l'injection simultanée des décharges doubles et triples foudroyant une ferme éolienne sur le comportement des SMLTs de celle-ci. Pour cela, nous considérons une ferme à deux et à trois éoliennes. Ce qui correspond à étudier la réponse transitoire de deux et de trois systèmes de terre interconnectés. Pour le cas d'une décharge double (dénotée par DD), deux courants impulsionnels identiques sont injectés simultanément dans les SMLTs (A) et (B) puis dans les SMLTs notés (A) et (C) conformément à la figure 4.20.



**Figure 4.20** – Scénarios étudiés dans le cas où une décharge double foudroie simultanément un parc de trois éoliennes

La décharge triple a été également considérée. Cette décharge (dénotée par DT) se fait par l'injection simultanée de trois courants identiques dans les trois SMLTs interconnectés des éoliennes, comme présenté sur la figure 4.21. Il est à noter que la probabilité d'occurrence de ce type de décharge (triple) est très faible devant celles des autres décharges [167].

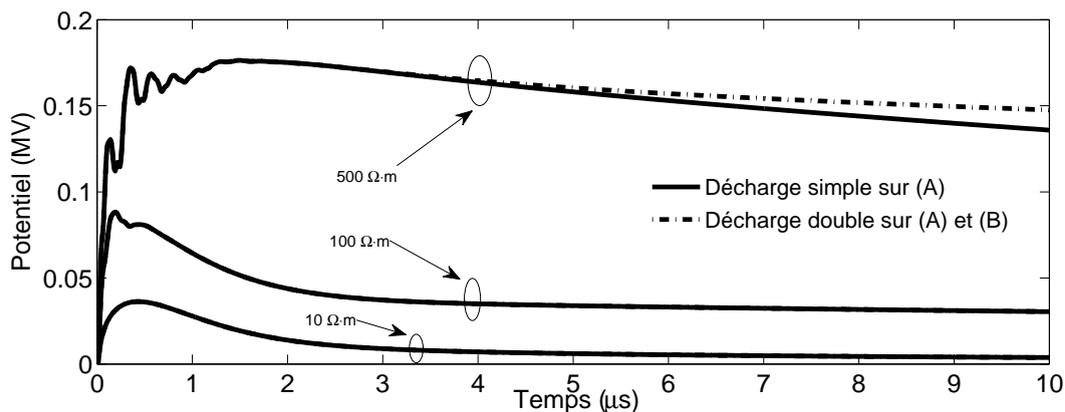


**Figure 4.21** – Décharges triples frappant un parc de trois éoliennes

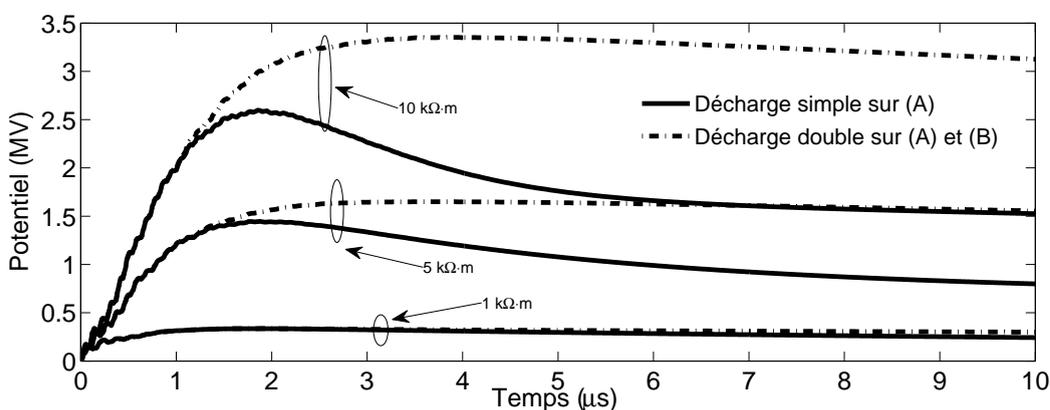
Les résultats obtenus lors de l'injection d'une décharge multiple dans une ferme à trois éoliennes sont comparées avec ceux trouvés en injectant un seul courant impulsionnel dans un seul SMLT (A), (B) ou (C), déjà présentés dans la section 4.4.3 (Fig. 4.19). Il est important de noter que les décharges injectées sont identiques donc de même courant impulsionnel. Pour cela, un courant de foudre normalisé, d'une forme d'onde standard de  $1,2/50\mu s$  et d'une valeur de crête de  $50kA$ , est adopté. Les systèmes de mise à la terre sont enfouis dans des sols uniformes ayant des résistivités variables entre  $10\Omega \cdot m$  et  $10k\Omega \cdot m$ . Comme précédemment, les résistivités de  $10, 100$  et  $500\Omega \cdot m$  caractérisent le sol faiblement résistif, tandis que celle de  $1, 5$  ou  $10k\Omega \cdot m$  correspondent au sol fortement résistif.

### 4.5.1 Ferme à Deux Éoliennes

Nous considérons, dans cette partie, une ferme à deux éoliennes. Nous cherchons à analyser donc la réponse transitoire de leurs systèmes interconnectés soumis simultanément à des décharges de foudre simple et double. La figure 4.22 montre l'évolution du potentiel transitoire au point d'injection obtenu lors de l'utilisation des deux types de décharges. Pour une bonne visualisation des résultats, nous avons séparé les caractéristiques obtenues dans le cas d'un sol faiblement résistif (Fig. 4.22(a)) de ceux trouvés lors de l'utilisation d'un sol fortement résistif (Fig. 4.22(b)).



(a) Faibles résistivités du sol



(b) Fortes résistivités du sol

**Figure 4.22** – Évolution du potentiel du SMLTPEs à deux interconnexions soumis simultanément à des décharges simple et double

D'après la figure 4.22, et pour une résistivité (du sol) donnée, nous remarquons que

les potentiels durant de temps de montée enregistrés lors de l'injection d'une décharge double ou simple sont pratiquement les mêmes. Par la suite, une différence entre les potentiels des deux scénarios (double ou simple décharge) commence à avoir lieu ; le potentiel transitoire est plus important lors de l'injection d'une double décharge. Cette différence augmente avec la résistivité du sol. En fait, la différence n'est visible sur la figure 4.22(a) que lorsque la résistivité du sol atteint ou dépasse  $500\Omega \cdot m$ . La différence, qui est remarquable lors de l'utilisation d'un sol fortement résistif, augmente considérablement avec la résistivité du sol. A titre d'exemple, la différence maximale est de l'ordre de 60% pour une résistivité du sol de  $5k\Omega \cdot m$  et peut atteindre 85% pour  $10k\Omega \cdot m$ , comme indiqué sur la figure 4.22(b).

## 4.5.2 Ferme à Trois Éoliennes

Un SMLT résultant de l'interconnexion de trois SMLTs d'une ferme à trois éoliennes est considérée, dans cette section. Etant donné la nature aléatoire de la foudre, nous supposons l'occurrence de plusieurs décharges simultanées frappant la structure (l'éolienne) dont la hauteur est la plus élevée. À cette fin, nous nous sommes limités aux décharges double ou triple. Les résultats ainsi obtenus sont comparés et analysés à ceux trouvés lors de l'injection d'une seule décharge (simple). Le courant injecté est le même que celui précédemment utilisé. Par ailleurs, nous avons jugé utile de n'utiliser que les résistivités du sol pour lesquelles une différence entre les réponses transitoires des SMLTs lors de l'injection d'une décharge simple ou double, a été enregistrée. Les valeurs ainsi adoptées doivent être supérieures ou égales à  $500\Omega \cdot m$ . A cet effet, les valeurs de 10 et  $100\Omega \cdot m$  ont été écartées car elles n'ont pratiquement pas d'effet remarquable sur la différence des réponses transitoires des SMLTs obtenus dans les deux scénarios suscités (double ou simple décharge). La valeur limite supérieure est choisie égale à  $5000\Omega \cdot m$ . Ainsi la résistivité du sol homogène est variée entre 500 et  $5000\Omega \cdot m$ .

### 4.5.2.1 Cas de Décharges Simple et Double

Un petit parc éolien contenant trois éoliennes est considéré. Leurs SMLTs respectifs sont interconnectés et notés (A), (B) et (C) correspondant à l'éolienne 1, 2 et 3 respectivement. Nous avons injecté, en premier lieu, un seul courant impulsionnel (dénommé SD) dans un seul système de terre parmi les trois. Nous avons opté, pour ce faire, un système situé à l'extrémité (A) (rien ne change si nous choisissons le (C), étant donné la symétrie aussi bien au niveau des SMLTs qu'au niveau des éoliennes), par exemple, et un autre situé au milieu (B). Nous injectons par la suite une décharge double (dénommée DD) dans (A) et (B) simultanément. Les résultats obtenus dans les deux scénarios (SD et DD) sont illustrés sur la figure 4.23. La réponse transitoire est enregistrée au point d'injection du système de terre étudié.

D'après cette figure, les potentiels obtenus lors de l'injection d'une décharge simple ou double sont pratiquement les mêmes durant les premiers instants (jusqu'à  $t = 1\mu s$ ). Par la suite, une différence commence à avoir lieu entre les potentiels obtenus pour les différents cas étudiés. Pour une résistivité donnée du sol, la figure 4.23 montre que le potentiel transitoire est plus important lors de l'injection d'une double décharge. La différence entre les potentiels obtenus lors de l'injection d'une décharge double de ceux trouvés dans le cas d'une simple décharge augmente considérablement avec la résistivité du sol. En effet, la décharge double est très néfaste pour les systèmes de mise à la terre des éoliennes, en particulier lors de l'installation de celles-ci dans des sols de forte résistivité (un terrain rocheux, par exemple). Dans ces conditions, il est recommandé de rajouter

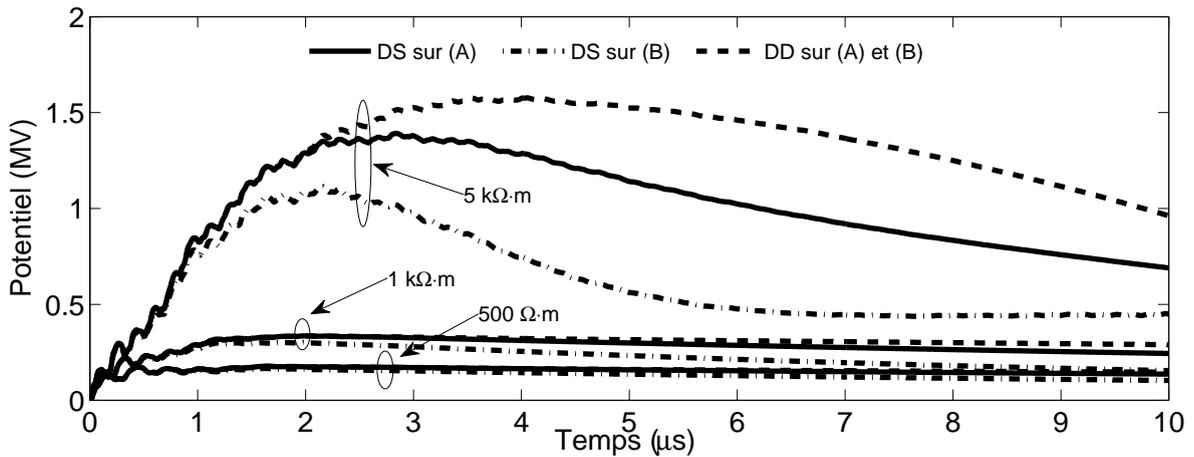


Figure 4.23 – Potentiel transitoire lors de l’injection des décharges simple et double dans un SMLT d’une ferme à trois éoliennes (A), (B) et (C)

tiges de mise à la terre supplémentaires. Un tel rajout permet en fait d’augmenter les chemins conducteurs dans le sol. Ceci a pour effet de faciliter l’écoulement du courant de foudre vers la terre, diminuant ainsi le potentiel transitoire des SMLTs.

Dans le but de mieux illustrer l’impact de la décharge double, nous avons refait la modélisation, en injectant simultanément le courant d’une telle décharge sur les éoliennes de l’extrémité à savoir (A) et (C). Une telle opération est notée : DD sur (A) et (C). La figure 4.24 montre la réponse transitoire du système étudié obtenue dans les deux cas suscités.

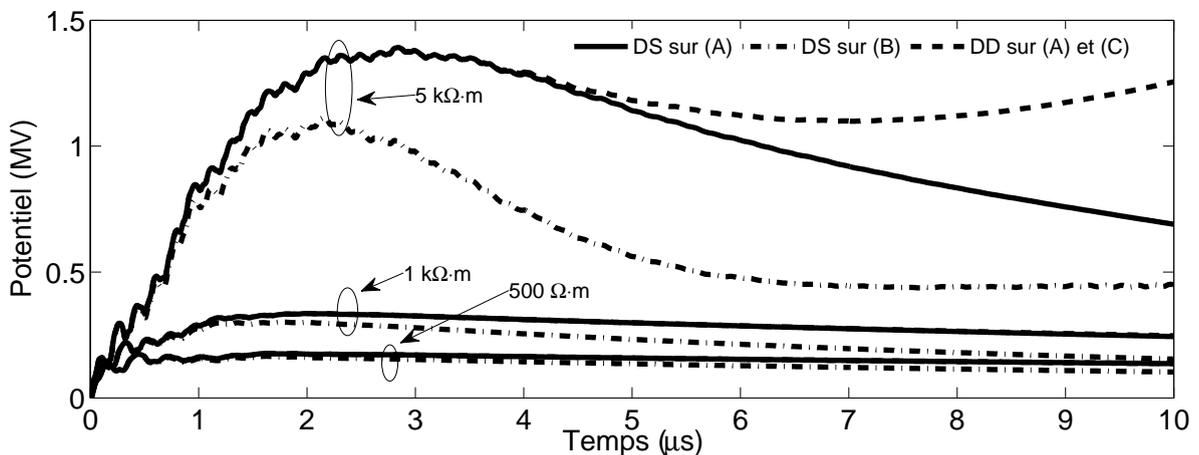


Figure 4.24 – Potentiel transitoire lors de l’injection d’une décharge double dans les SMLTs extrêmes d’une ferme à trois éoliennes

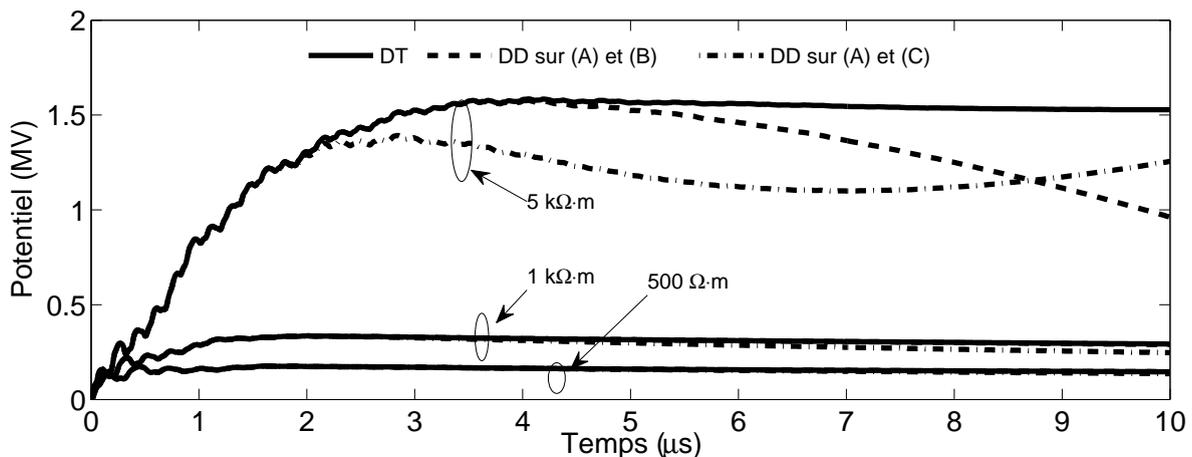
La figure 4.24 montre que l’effet des décharges sur les éoliennes situées aux extrémités [(A) et (C), dans notre cas] est plus significatif que lorsque cette décharge frappe simultanément les éoliennes (A) et (B) dont les résultats sont illustrés sur la figure 4.23. En plus, nous avons constaté des oscillations sur le potentiel transitoire enregistré au point d’injection pour la résistivité du sol la plus élevée de  $5\,000\,\Omega \cdot m$ . Le phénomène oscillatoire ainsi observé pourrait être dû à la réflexion des signaux du courant et du potentiel au niveau de l’interface SMLTs-sol. Ce phénomène a été déjà observé d’autres chercheurs lors de l’utilisation des sols à fortes résistivités (e.g., [162]).

Il est clair, d’après les figures 4.23 et 4.24, que l’élévation du potentiel au point

d'injection obtenue dans le cas d'une décharge simple sur l'éolienne centrale (B) est inférieure à celle enregistrée lors de l'injection de décharges simple et multiple. La différence peut atteindre 25% lors de l'utilisation d'un sol de  $500\Omega \cdot m$  et jusqu'à 60% lors de l'emploi d'un sol de résistivité de  $5\,000\Omega \cdot m$ . En effet, pour faciliter l'écoulement du courant vers le sol et diminuer davantage le potentiel transitoire, il est conseillé que les éoliennes du milieu soient les plus hautes possible comparativement aux autres, notamment lors de l'utilisation des sols fortement résistifs.

#### 4.5.2.2 Décharges Double et Triple

Trois SMLTs interconnectés d'un parc à trois éoliennes sont simulés. De tels SMLTs sont soumis à des courants de décharges de foudre. Double et triple décharges sont considérées. Nous supposons que les courants injectés (donc les décharges) sont identiques. Ainsi, la forme normalisée ( $1,2/50\mu s$ ) du courant de foudre est employée. Son amplitude est choisie égale à  $50kA$ . Les résistivités du sol sont celles déjà utilisées dans la section précédente (entre  $500\Omega \cdot m$  et  $5k\Omega \cdot m$ ). Pour des fins de comparaison, les résultats correspondant aux deux décharges (double et triple) sont simultanément illustrés sur la figure 4.25. Cette dernière montre, en fait, la réponse transitoire du système de terre. Cette réponse consiste en le potentiel transitoire enregistré au point d'injection, et ce pour les toutes résistivités ainsi adoptées.



**Figure 4.25** – Potentiel au point d'injection pour les SMLT interconnectés soumis simultanément à des décharges double et triple de foudre

Les résultats de la figure 4.25 montrent que, durant le temps de montée, les potentiels enregistrés lors de l'injection d'une décharge double ou triple sont pratiquement similaires. Après ce temps de montée, le potentiel transitoire dû à la décharge triple commence à prendre de l'ampleur par rapport à celui obtenu en injectant une décharge double. Autrement dit, une différence entre les deux potentiels commence à avoir lieu juste après dépasser le temps de montée. Cette différence augmente avec la résistivité du sol. A titre d'exemple, si la différence maximale est uniquement de l'ordre de 7% pour la résistivité la plus faible ( $500\Omega \cdot m$ ), elle n'en est de même pour la résistivité la plus élevée ( $5k\Omega \cdot m$ ) où cette différence atteint les 25%. En effet, les décharges multiples représentent un danger affectant facilement la performance des systèmes de mise à la terre dans un parc éoliens, particulièrement lorsque ce dernier est installé dans des sols à fortes résistivités.

## 4.6 Conclusion

Le comportement transitoire des systèmes, isolés ou interconnectés, de mise à la terre utilisés pour les parcs éoliens ont été analysés suite à l'injection des décharges, simples et multiples, de foudre dans différents endroits (points). Deux formes géométriques à savoir simple (électrodes et grilles) et complexe (association de plusieurs grilles et électrodes) ont été considérées. L'effet du type de l'interconnexion, en cascade et en boucle, de plusieurs systèmes de terre sur le comportement transitoires de ceux-ci. Il ressort de ce chapitre les principales conclusions suivantes :

1. Pour effet de faciliter l'écoulement du courant de foudre vers le sol, il faut augmenter le contact grille de terre—sol. Ceci peut être concrétisé par l'augmentation de la taille et/ou du nombre de mailles de la grille.
2. L'augmentation de la résistivité du sol entraîne une augmentation dans le potentiel transitoire accompagnée par certaines fluctuations sur l'onde de ce dernier.
3. Pour une ferme éolienne installée dans un sol fortement résistif, l'interconnexion, notamment en boucle, de ses systèmes de terre permet de réduire considérablement le potentiel transitoire. Une telle interconnexion augmente les chemins conducteurs au sein du système de terre facilitant ainsi l'écoulement du courant de foudre vers le sol.
4. Les chemins conducteurs des systèmes de terre interconnectés peuvent être augmentés davantage, en forçant la décharge de foudre à tomber sur les éoliennes du milieu.
5. Les décharges de foudre doubles et triples sont les plus nocives pour les systèmes de terre que celle simple, du fait qu'elles provoquent une augmentation du potentiel transitoire des systèmes de terre interconnectés d'une ferme éolienne.

## Conclusion Générale et Perspectives

Étant donné sa simplicité, l'approche des lignes de transmission (TLM) a été appliquée dans cette étude en vue d'analyser le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre. Pour cela, diverses structures de terre simples (électrodes horizontales et verticales, et grilles sans et avec piquets) et complexes (systèmes de terre des plusieurs éoliennes composés d'une association de plusieurs grilles et électrodes), isolées et interconnectées (en cascade et en boucle), ont été étudiées. Les systèmes de terre ont été soumis à des courants impulsionnels (de foudre ou de manœuvres) et enfouis dans des sols homogènes ou stratifiés en deux couches. Le comportement de tels systèmes consiste en le potentiel et le courant transitoires, l'impédance impulsionnelle et celle transitoire. Dans cette étude, l'ionisation du sol, la dépendance en fréquence des paramètres électriques du sol ainsi que le couplage électromagnétique mutuel ont été incorporés.

La validation du modèle proposé a été faite en considérant les systèmes simples soumis à des courants impulsionnels de faibles et de fortes amplitudes et installés dans des sols homogènes et stratifiés en deux couches. Les résultats ainsi obtenus ont été confrontés avec succès à ceux rapportés dans la littérature [17, 18]. Pour de tels systèmes, il a été montré que l'écoulement du courant se fait à travers la surface du contact de ces systèmes de terre (électrode ou grille) avec le sol homogène ou stratifié. En effet, plus les dimensions de tels systèmes est grandes, plus le contact est important et plus le courant s'écoule facilement et rapidement vers le sol. Ceci a pour effet de diminuer le potentiel le long du système de terre. Quant à l'impédance transitoire d'une électrode (verticale ou horizontale), elle diminue brusquement d'une valeur indépendante de la longueur de l'électrode, atteint un minimum et augmente légèrement avant de se stabiliser. La première phase correspond au front d'onde ascendant (temps de montée) et décrit le comportement de l'électrode en hautes fréquences. La durée cette phase augmente avec la longueur de l'électrode horizontale. La deuxième phase (augmentation progressive) est associée à la résistance de basses fréquences des électrodes. La valeur minimale de l'impédance transitoire est inférieure à la résistance de basses fréquences.

Le modèle a été utilisé pour prédire la performance des électrodes horizontales soumises au premier coup ou celui subséquent de foudre et enfouies dans un sol stratifié en deux couches. Les résistivités des couches inférieure et supérieure ont été variées. Le cas uniforme, où les deux résistivités sont égales, a été pris en compte (facteur de réflexion nul).

Dans un sol homogène, il existe une longueur limite (10m, dans notre cas) des électrodes pour laquelle leur comportement est principalement résistif, et ce peu importe la résistivité du sol. Au-delà de cette valeur limite, toute augmentation de la longueur de l'électrode

(respectivement de la résistivité du sol) engendre un comportement additif inductif (respectivement capacitif). Il est à noter que les effets inductifs sont sensiblement plus importants dans le cas du coup de foudre subséquent, ce qui entraîne une génération des pics de fortes amplitudes dans les premiers instants de l'onde du potentiel. Pour une longueur donnée de l'électrode, l'impédance impulsionnelle augmente avec la résistivité du sol. Cependant, et avec l'augmentation de la longueur de l'électrode, cette impédance diminue jusqu'à atteindre un minimum, puis augmente progressivement par la suite.

Pour un sol stratifié en deux couches, il a été constaté le coefficient de réflexion affectent considérablement le comportement de l'électrode horizontale. En effet, l'augmentation du facteur de réflexion positif (respectivement négatif), entraîne une légère (respectivement une forte) réduction de l'impédance impulsionnelle. La diminution de cette impédance s'accroît lors de l'utilisation des sols (homogène ou stratifié) de fortes résistivités.

Suite à une analyse paramétrique, une nouvelle définition de la longueur effective de l'électrode horizontale a été proposée. Il s'agit de la longueur pour laquelle l'impédance impulsionnelle atteint sa valeur minimale. Les paramètres les plus prépondérants affectant la longueur effective sont la résistivité du sol ( $\rho_{sol}$ ) et le temps de montée du courant injecté ( $T_1$ ). La relation entre cette longueur effective et les paramètres prépondérants susmentionnés a été concrétisée par la proposition d'une formule mathématique dans le cas de l'utilisation d'un sol uniforme. Cette formule a été étendue, par la suite, au sol stratifié en tenant compte de la résistivité et de l'épaisseur de chaque couche du sol ainsi que du facteur de réflexion. Les résultats que nous avons obtenus à l'aide de cette définition sont confrontés avec succès à ceux calculés par le biais des formules rapportées dans la littérature [26, 27].

Le comportement transitoire des systèmes de mise à la terre (simples ou complexes) isolés ou interconnectés, utilisés pour les parcs éoliens ont été analysés suite à l'injection, dans différents points, des décharges, simples et multiples de foudre. Il a été montré que la réponse transitoire d'un système de terre (électrode ou grille) dépend étroitement de ses dimensions et du nombre de ses mailles. En fait, le contact du système de terre augmente avec ses dimensions. Ce contact est renforcé avec l'augmentation du nombre de mailles du système de terre en question. Ceci a pour effet de faciliter l'écoulement du courant de foudre vers le sol. Les constatations qui viennent d'être avancées sont valable également pour un système de terre d'une éolienne isolée.

Par ailleurs, la résistivité du sol a une influence très significative sur la réponse transitoire du système de mise à la terre isolé. En effet, l'augmentation de la résistivité du sol entraîne non seulement une augmentation dans le potentiel transitoire, mais également l'apparition de certaines fluctuations sur l'onde de ce dernier.

Pour faciliter l'écoulement du courant de foudre vers le sol et réduire ainsi le potentiel transitoire, il faut augmenter des chemins conducteurs au niveau des systèmes de terre. C'est dans cette optique que nous avons proposé d'interconnecter les systèmes de terre de plusieurs éoliennes dans des sols à fortes résistivité (à partir de  $500\Omega \cdot m$ , dans notre cas). Par rapport un système de terre isolé, une réduction dans le potentiel transitoire dans la gamme [25%, 75%] (respectivement de [25%, 81%]) a été obtenue pour deux (respectivement trois) systèmes de terre interconnectés en cascade, lorsque ceux-ci sont installés dans un sol homogène de résistivité variable de l'intervalle [ $500\Omega \cdot m$ ,  $10k\Omega \cdot m$ ]. Relativement aux résultats enregistrés lors de l'interconnexion en cascade, celle en boucle a permis l'obtention d'un potentiel transitoire plus faible de 10 à 15% lorsque la résistivité du sol varie de 500 à  $1000\Omega \cdot m$ , respectivement. En effet, il est recommandé d'appliquer ce type d'interconnexion (en boucle), notamment lors des installations des parcs éoliens dans des sols fortement résistifs. Par ailleurs, et pour augmenter davantage les chemins conducteurs des systèmes de terre interconnectés, il faut forcer la décharge de foudre à

tomber plutôt sur les éoliennes du milieu.

Il a été constaté que plus les décharges de foudre ont des ramifications (double et triple), plus le potentiel transitoire des systèmes de terre interconnectés d'une ferme éolienne, est important, particulièrement lorsque celle-ci est installée dans un sol fortement résistif. En effet, les décharges de foudre multiples représentent un danger affectant considérablement la performance des tels systèmes de mise à la terre enfouis des sols à fortes résistivités.

Cette étude pourrait être poursuivie en développant d'autres travaux de recherche tels que :

1. Modélisation des systèmes de terre enfouis dans un sol hétérogène (sol à  $n$  couches, etc.). Amélioration du modèle de l'ionisation du sol.
2. Performance transitoire des pieds des pylônes (fondations et systèmes de terre) utilisés dans les lignes de transport et de distribution de l'énergie électrique.
3. Interférence électromagnétique de plusieurs systèmes de terre non interconnectés (isolés) dans les postes de transformation et effets des courants induits sur les systèmes électriques (transformateurs, etc.).

## Bibliographie

- [1] F. Lattarulo, *Electromagnetic Compatibility in Power Systems*. Oxford : Elsevier Science Ltd, 2007.
- [2] Technical Report, "Ieee guide for generating station grounding," *IEEE Std 665-1995*, pp. i–, 1996.
- [3] E. B. Joffe and K.-S. Lock, *Grounding for Power Distribution and Lightning Protection Systems*. Wiley-IEEE Press, 2010.
- [4] J. He, R. Zeng, and B. Zhang, *Methodology and technology for power system grounding*. John Wiley and Sons Singapore Pte. Ltd., 2013.
- [5] J. He, B. Zhang, R. Zeng, and B. Zhang, "Experimental studies of impulse breakdown delay characteristics of soil," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 26, pp. 1600–1607, July 2011.
- [6] S. Visacro and R. Alipio, "Frequency dependence of soil parameters : Experimental results, predicting formula and influence on the lightning response of grounding electrodes," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 27, pp. 927–935, April 2012.
- [7] D. Cavka, N. Mora, and F. Rachidi, "A comparison of frequency-dependent soil models : Application to the analysis of grounding systems," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 56, pp. 177–187, Feb 2014.
- [8] A. Geri, "Behaviour of grounding systems excited by high impulse currents : the model and its validation," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, pp. 1008–1017, July 1999.
- [9] E. J. Rogers and J. F. White, "Mutual coupling between horizontal earth return conductors using actual routing parameters," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 5, pp. 1266–1274, July 1990.
- [10] F.W.Grover, "Inductance calculations," *D. Van Nostrand Company Inc. New York*, 1946.
- [11] E. D. Sunde, *Earth conduction effects in transmission systems*. Bell Telephone Laboratories incorporated, New York, 1968.
- [12] R. Rudenberg, "Grounding principles and practice, part i - fundamental considerations on ground circuits," *Electrical-Engineering*, vol. 64, Jan 1945.
- [13] L. Grcev and F. Dawalibi, "An electromagnetic model for transients in grounding systems," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 5, pp. 1773–1781, Oct 1990.
- [14] R. Andolfato, L. Bernardi, and L. Fellin, "Aerial and grounding system analysis by the shifting complex images method," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 15, pp. 1001–1009, July 2000.
- [15] D. S. Gazzana, A. S. Bretas, G. A. D. Dias, M. Telló, D. W. P. Thomas, and C. Christopoulos, "The transmission line modeling method to represent the soil ionization phenomenon in grounding systems," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 50, pp. 505–508, Feb 2014.
- [16] H. G. A. Elzowawi, A. Haddad and D. Clark, "Investigation of soil ionization propagation in two-layer soil samples," in *Proc. Int. Univ. Power Eng. Conf, Stoke on Trent, U.K*, pp. 1 – 5, September 2015.
- [17] N. Harid, H. Griffiths, S. Mousa, D. Clark, S. Robson, and A. Haddad, "On the analysis of impulse test results on grounding systems," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 51, pp. 5324–5334, Nov 2015.
- [18] D. Clark, S. Mousa, H. Griffiths, N. Harid, and A. Haddad, "Lightning performance analysis of different length rod ground electrodes," May 2014.
- [19] A. F. Otero, J. Cidras, and J. L. del Alamo, "Frequency-dependent grounding system calculation by means of a conventional nodal analysis technique," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, pp. 873–878, July 1999.
- [20] L. Grcev, "Time- and frequency-dependent lightning surge characteristics of grounding electrodes," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 24, pp. 2186–2196, Oct 2009.
- [21] J. H. Scott, R. D. Carroll, and D. R. . C. Unningham, "Dielectric constant and electrical conductivity measurements of moist rock : A new laboratory method," *J. Geophys. Res.*, vol. 72, pp. 5101–5115, Oct 1967.
- [22] C. L. Longmire and H. J. Longley, "Time domain treatment of medi with frequency dependent parameters," *Defence Nuclear Agency, Santa Barbara, CA, USA*, vol. Theoretical Notes 113, 1973.

- [23] M. A. Messier, *Another soil conductivity model*. Internal rep., JAYCOR, Santa Barbara, California, USA, 1985.
- [24] M. Mokhtari, Z. Abdul-Malek, and C. Leong-Wooi, "Integration of frequency dependent soil electrical properties in grounding electrode circuit model," *International Journal of Electrical and Computer Engineering*, vol. 6, April 2016.
- [25] K. J. Nixon, I. R. Jandrell, and A. J. Phillips, "A simplified model of the lightning performance of a driven rod earth electrode in multi-layer soil that includes the effect of soil ionisation," in *Conference Record of the 2006 IEEE Industry Applications Conference Forty-First IAS Annual Meeting*, vol. 4, pp. 1821–1825, Oct 2006.
- [26] L. Grcev, "Impulse efficiency of ground electrodes," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 24, pp. 441–451, Jan 2009.
- [27] B. R. Gupta and B. Thapar, "Impulse impedance of grounding grids," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-99, pp. 2357–2362, Nov 1980.
- [28] B. Claude, "Principes de conception et de réalisation des mises à la terre," *EDF-Centre des études et recherches*, Jan. 1984.
- [29] Schneider, *Guide de la protection : Protection des réseaux électriques*. Merlin Gerin : Schneider Electric Belgique, 2003.
- [30] O. Kherif and H. E. Messaoudi, "Réponse transitoire de systèmes de mise à la terre utilisant l'approche des lignes de transmission," Master's thesis, Ecole Nationale Polytechnique, 2015.
- [31] S. Chiheb, *Comportement des Systèmes de Mise à la Terre en Hautes Fréquences*. PhD thesis, Ecole Nationale Polytechnique, 2018.
- [32] CIGRE Working Group on Lightning, *Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines*, Paris, France, October 1991.
- [33] V. Cooray, ed., *Lightning Electromagnetics*. Energy Engineering, Institution of Engineering and Technology, 2012.
- [34] E. Kuffel, W. Zaengl, and J. Kuffel, *High Voltage Engineering*, vol. 2. Great Britain, 2000.
- [35] M. F. Stringfellow, "Causes of residential lightning fires : Electrical arcs are at the root," *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 19, pp. 60–66, May 2013.
- [36] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, A. Mekhaldi, and N. Harid, "Time-domain modeling of grounding systems' impulse response incorporating nonlinear and frequency-dependent aspects," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 60, pp. 907–916, Aug 2018.
- [37] L. Venanzi, *Règlements générales sur les installations électriques*. Edi. pro, Belgique, 2014.
- [38] A. Haddad and D. Warne, *Advances in High Voltage Engineering*. The Institution of Engineering and Technology, 2007.
- [39] S. Stefanescu and A. Botezan, "Overview of the protection lightning standards suite en/iec 62305," in *2016 International Conference and Exposition on Electrical and Power Engineering (EPE)*, pp. 504–509, Oct 2016.
- [40] M. Aguet and M. Lanoz, *Haute tension*, vol. 22 of 22. Traité d'électricité, 2 ed., 1991.
- [41] Technical Report, "Protection des structures contre la foudre : Installation de paratonnerres," *NF C 17-100*, Décembre 1997.
- [42] "Ieee standard for ferroresonant voltage regulators," *IEEE Std 449-1990*, pp. 1–28, May 1990.
- [43] CA Rapport Technique, "Guide de la mesure de terre : Contrôleurs de terre et/ou de résistivité," *Chauvin Arnoux*, 2013.
- [44] INGESCO Lightning Solutions, "Protection et prévention contre la foudre," 2009-2019.
- [45] Technical Report, "Installations électriques à basses tension," *NF C 15-100*, 2002.
- [46] G. Vijayaraghavan, M. Brown, and M. Barnes, *Practical Grounding, Bonding, Shielding and Surge Protection*. Linacre House, Jordan Hill, Oxford, 2004.

- [47] J. A. Martinez-Velasco, *Power System Transients : Parameter Determination*. Taylor and Francis Group, LLC., 2010.
- [48] R. G. Van-Nostrand and K. L. Cook, *Grounding for Power Distribution and Lightning Protection Systems*. U.S. Geological Survey, 1984.
- [49] *Soil Physics*. John Wiley & Sons, 2004.
- [50] Technical Report, "International standard on protection against lightning : 62305-1 : General principles ; 62305-2 : Risk assessment ; 62305-3 : Physical damage to structures and life hazard ; 62305-4 : Electrical and electronic systems inside structures.," *IEC 62305*, 2006.
- [51] V. Cooray, *Lightning Protection*. The Institution of Engineering and Technology, 2010.
- [52] Technical Report, "Ieee guide for safety in ac substation grounding," *IEEE Std 80-2013 (Revision of IEEE Std 80-2000/ Incorporates IEEE Std 80-2013/Cor 1-2015)*, pp. 1–226, May 2015.
- [53] J. Martinez-Velasco, *Power System Transients Parameter Determination*. CRC Press, New York, USA, Nov 2010.
- [54] V. Cooray, F. Rachidi, and M. Rubinstein, "Formulation of the field-to-transmission line coupling equations in terms of scalar and vector potentials," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 59, pp. 1586–1591, Oct 2017.
- [55] L. V. Bewley, *Theory and Tests of the Counterpoise*. A.I.EE. Committee, 1934.
- [56] W. J.C.Balsbaugh, R.B.Gow and A.H.Leal, *Equivalent Circuits - 2 coupled circuits*. April 1936.
- [57] H. Dwight, "Calculation of resistance to ground," *Electrical Engineering*, vol. 55, pp. 1319 – 1328, 1936.
- [58] E. D. Sunde, "Surge characteristics of a buried bare wire," *Electrical Engineering*, vol. 59, pp. 987–991, Dec 1940.
- [59] P. L. Bellaschi, "Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 60, pp. 123–128, March 1941.
- [60] P. L. Bellaschi, R. E. Armington, and A. E. Snowden, "Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds - ii," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 61, pp. 349–363, June 1942.
- [61] P. L. Bellaschi and R. E. Armington, "Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds — iii effect of lead in ground installation," *Electrical Engineering*, vol. 62, pp. 334–344, June 1943.
- [62] V.Z.Annekov, "Calculating the impulse impedance of long earthing in poor conducting ground," *Elektrichestro*, no. 11, 1974.
- [63] L. H. Harrison, "The effect of reactive components in the measurement of grounding circuits," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part II : Applications and Industry*, vol. 72, pp. 340–345, Nov 1953.
- [64] A. L. Kinyon, "Direct current ground electrode behavior," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-85, pp. 248–253, March 1966.
- [65] R. J. Heppe, "Step potentials and body currents near grounds in two-layer earth," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-98, pp. 45–59, Jan 1979.
- [66] A. J. Heppe, "Computation of potential at surface above an energized grid or other electrode, allowing for non-uniform current distribution," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-98, pp. 1978–1989, Nov 1979.
- [67] R. Verma and D. Mukhedkar, "Impulse impedance of buried ground wire," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-99, pp. 2003–2007, Sept 1980.
- [68] R. Velazquez and D. Mukhedkar, "Analytical modelling of grounding electrodes transient behavior," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-103, pp. 1314–1322, June 1984.
- [69] P. Kouteynikoff, "Numerical computation of the grounding resistance of substations and towers," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-99, pp. 957–965, May 1980.

- [70] D. Poljak and V. Doric, "Wire antenna model for transient analysis of simple groundingsystems, part i : The vertical grounding electrode," *Progress In Electromagnetics Research*, vol. 64, pp. 149 – 166, 2006.
- [71] D. Poljak and V. Doric, "Wire antenna model for transient analysis of simple groundingsystems, part ii : The horizontal grounding electrode," *Progress In Electromagnetics Research*, vol. 64, pp. 167 – 189, 2006.
- [72] D. Poljak and V. Roje, "Boundary element approach to calculation of wire antenna parameters in the presence of dissipative half-space," *IEE Proc. Microw. Antennas Propag.*, vol. 64, pp. 435 – 440, December 1995.
- [73] D. Poljak and N. Kovac, "Time domain modeling of a thin wire in a two-media configuration featuring a simplified reflection/transmission coefficient approach," *Engineering Analysis with Boundary Elements*, vol. 33, no. 3, pp. 283 – 293, 2009.
- [74] S. Sesnic, D. Poljak, and S. V. Tkachenko, "Time domain analytical modeling of a straight thin wire buried in a lossy medium," *Progress In Electromagnetics Research*, vol. 121, pp. 485–504, 2011.
- [75] G. J. Burke and E. K. Miller, "Modeling antennas near to and penetrating a lossy interface," *IEEE Transactions on Antennas and Propagation*, vol. AP-32, pp. 1040 – 1049, October 1984.
- [76] E. K. Miller, A. J. Poggio, G. J. Burke, and E. S. Selden, "Analysis of a wire antenna in the presence of a conductive halfspace. part i : The vertical antenna in a free space.," *Canadian Journal of Physics*, vol. 50, pp. 879 – 888, 1970.
- [77] E. K. Miller, A. J. Poggio, G. J. Burke, and E. S. Selden, "Analysis of a wire antenna in the presence of a conductive halfspace. part 11 : The horizontal antenna in free space," *Canadian Journal of Physics*, vol. 50, pp. 2614 – 2627, 1970.
- [78] L. Grcev and F. Dawalibi, "An electromagnetic model for transients in grounding systems," *IEEE Transactionson Power Delivery*, vol. 5, November 1990.
- [79] T. K. Sakar, "A note on the choice weighthing functions in the method of moments," *IEEE Transactions on Antennas and Propagation*, vol. 33, April 1985.
- [80] A. P. Meliopoulos and M. G. Moharam, "Transient analysis of grounding systems," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-102, pp. 389–399, Feb 1983.
- [81] H. W. Dommel, "Digital computer solution of electromagnetic transients in single-and multiphase networks," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-88, pp. 388–399, April 1969.
- [82] A. D. Papalexopoulos and A. P. Meliopoulos, "Frequency dependent characteristics of grounding systems," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 2, pp. 1073–1081, Oct 1987.
- [83] M. Ramamoorthy, M. M. B. Narayanan, S. Parameswaran, and D. Mukhedkar, "Transient performance of grounding grids," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 4, pp. 2053–2059, Oct 1989.
- [84] E. D. Sunde, *Earth conduction effets in transmission systems*. Bell Telephone Laboratories incorporated, New York, 1968.
- [85] A. M. Mousa, "The soil ionization gradient associated with discharge of high currents into concentrated electrodes," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 9, pp. 1669–1677, Jul 1994.
- [86] H. Messaoudi, O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Modelling of vertical ground electrode under lightning transient," in *The 19th edition of International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering, ISEF 2019 Nancy, France, August 29-31 2019*.
- [87] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, A. Mekhaldi, and N. Harid, "Investigation of horizontal ground electrode's effective length under impulse current," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. P(99), pp. 1–9, Aug 2018.
- [88] S. Chiheb, O. Kherif, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Transient behavior of vertical grounding electrode under impulse current," in *2017 5th International Conference on Electrical Engineering - Boumerdes (ICEE-B)*, pp. 1–5, Oct 2017.
- [89] S. Chiheb, O. Kherif, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Incorporation of soil ionization and mutual coupling in transient study of horizontal grounding electrode using tlm," in *2017 5th International Conference on Electrical Engineering - Boumerdes (ICEE-B)*, pp. 1–4, Oct 2017.

- [90] L. Grcev, "Modeling of grounding electrodes under lightning currents," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 51, pp. 559–571, Aug 2009.
- [91] A. Ametani, T. Chikaraa, H. Morii, and T. Kubo, "Impedance characteristics of grounding electrodes on earth surface," *Electric Power Systems Research*, vol. 85, pp. 38 – 43, 2012. Lightning Protection of Power Systems.
- [92] H. Karami and K. Sheshyekani, "Harmonic impedance of grounding electrodes buried in a horizontally stratified multilayer ground : A full-wave approach," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 60, pp. 899–906, Aug 2018.
- [93] M. J. Master and M. A. Uman, "Transient electric and magnetic fields associated with establishing a finite electrostatic dipole," *American Journal Physics*, vol. 51, pp. 118 – 126, 1983.
- [94] M. Rubinstein and M. A. Uman, "Methods for calculating the electromagnetic fields from a known source distribution : Application to lightning," *IEEE Trans. on EMC*, vol. 31, pp. 183 – 189, May 1989.
- [95] C. A. F. Sartori and J. R. Cardoso, "An analytical-fdtd method for near lemp calculation," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 36, pp. 1631–1634, July 2000.
- [96] C. Yang and B. Zhou, "Calculation methods of electromagnetic fields very close to lightning," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 46, pp. 133–141, Feb 2004.
- [97] *Finite element analysis of antenna and arrays*. John Wiley & Sons, inc., 2009.
- [98] A. Banos, *Dipole radiation in the presence of a conducting half-space*. Pergamon Press, 1966.
- [99] S. Chiheb, O. Kherif, M. Tegar, A. Mekhaldi, and N. Harid, "Transient behaviour of grounding electrodes in uniform and in vertically stratified soil using state space representation," *IET Science, Measurement Technology*, vol. 12, no. 4, pp. 427–435, 2018.
- [100] Y. Liu, N. Theethayi, and R. Thottappillil, "An engineering model for transient analysis of grounding system under lightning strikes : nonuniform transmission-line approach," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, pp. 722–730, April 2005.
- [101] Y. Liu, N. Theethayi, and R. Thottappillil, "Investigating the validity of existing definitions and empirical equations of effective length/area of grounding wire/grid for transient studies," *Journal of Electrostatics*, vol. 65, no. 5, pp. 329 – 335, 2007. Selected Papers from the 27th International Conference on Lightning Protection.
- [102] E. Rosa and F. Grover, "Formulas and tables for the calculation of mutual and self inductance," *Bull. Bur. Standards*, vol. 8, pp. 1–237, Jan 1912.
- [103] G. Celli and F. Pilo, "A distributed parameter model for grounding systems in the pscad/emtdc environment," *IEEE*, 2003.
- [104] L. Grcev and M. Popov, "On high-frequency circuit equivalents of a vertical ground rod," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, pp. 1598–1603, April 2005.
- [105] S. Cattaneo and et al., "Transient behaviour of grounding systems simulations : Remarks on the emtp's and special code's use," in : *Proceeding of the 21 st Users Group Meeting, Kolumpari Crete, Greece*. 5-7, June 1992.
- [106] E. E. Oettle, "A new general estimation curve for predicting the impulse impedance of concentrated earth electrodes," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 3, pp. 2020–2029, Oct 1988.
- [107] R. F. Harrington, *Field computation by moment methods*. Piscataway, NY : IEEE Press, 1993.
- [108] L. D. Grcev, A. Kuhar, V. Arnautovski-Toseva, and B. Markovski, "Evaluation of high-frequency circuit models for horizontal and vertical grounding electrodes," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 33, pp. 3065–3074, Dec 2018.
- [109] F. Terman, *Radio Engineers' Handbook*. 1943.
- [110] M. W. Wik, "Double exponential pulse models for comparison of spectra from lightning, nuclear and electrostatic discharge sources," in *1985 6th International Symposium on Electromagnetic Compatibility, Zurich*, pp. 169–174, paper 31F4, Mar 5-7 1985.

- [111] A. D. Conti and M. P. S. Emídio, "Extension of a modal-domain transmission line model to include frequency-dependent ground parameters," *Electric Power Systems Research*, vol. 138, pp. 120 – 130, 2016. Special Issue : Papers from the 11th International Conference on Power Systems Transients (IPST).
- [112] S. Chiheb, O. Kherif, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Impedance nature of long horizontal grounding electrode employing tlm," in *2018 International Conference on Electrical Sciences and Technologies in Maghreb (CISTEM)*, pp. 1–4, Oct 2018.
- [113] C. Y. Lee and Y. X. Shen, "Optimal planning of ground grid based on particle swarm algorithm," *World Academy of Sci. Eng. and Technol.*, vol. 36, pp. 30–37, 2009.
- [114] C. L. B. Silva, D. N. Oliveira, T. G. Pires, J. W. L. Nerys, P. H. S. Barbosa, W. P. Calixto, and A. J. Alves, "Optimization of grounding grid's multidesign geometry," in *2016 IEEE 16th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC)*, pp. 1–6, June 2016.
- [115] R. Pereira Sodre, B. Lopes Pereira, L. Leite Sidrim, J. F. Almeida, and C. L. S. Souza Sobrinho, "Optimization of grounding grids design for a square-shaped mesh," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 16, pp. 135–139, Jan 2018.
- [116] H. M. Khodr, A. M. e. Moura, and V. Miranda, "Optimal design of grounding system in transmission line," in *2007 International Conference on Intelligent Systems Applications to Power Systems*, pp. 1–9, Nov 2007.
- [117] B. Alik, *Optimisation des systèmes de mise à la terre par essaim particulaire et/ou algorithme génétique*. PhD thesis, Ecole Nationale Polytechnique, 2016.
- [118] O. Kherif, H. E. Messaoudi, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Investigations on grounding rods covered with low resistivity materials." Submitted on (May 2019) to the International Conference in Advanced Electrical Engineering - IEEE/ICAEE 2019, Algiers, Algeria, Nov. 2019.
- [119] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Induced potential effect on pipelines nearby grounding systems," in *2017 5th International Conference on Electrical Engineering - Boumerdes (ICEE-B)*, pp. 1–5, Oct 2017.
- [120] N. M. Nor, "Review : Soil electrical characteristics under high impulse currents," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 48, pp. 826–829, Nov 2006.
- [121] M. Akbari, K. Sheshyekani, and M. R. Alemi, "The effect of frequency dependence of soil electrical parameters on the lightning performance of grounding systems," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 55, pp. 739–746, Aug 2013.
- [122] J. He, Y. Gao, R. Zeng, J. Zou, X. Liang, B. Zhang, J. Lee, and S. Chang, "Effective length of counterpoise wire under lightning current," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, pp. 1585–1591, April 2005.
- [123] A. S. Farag, T. C. Cheng, and D. Penn, "Ground terminations of lightning protective systems," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 5, pp. 869–877, Dec 1998.
- [124] M. Lorentzou and N. Hatzargyriou, "Effective dimensioning of extended grounding systems for lightning protection," in *2000 International Conference on Lightning Protection*, pp. 435–439, September Greece, 2000.
- [125] R. Alipio and S. Visacro, "Impulse efficiency of grounding electrodes : Effect of frequency-dependent soil parameters," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 29, pp. 716–723, April 2014.
- [126] M. Mokhtari, Z. Abdul-Malek, and Z. Salam, "An improved circuit-based model of a grounding electrode by considering the current rate of rise and soil ionization factors," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 30, pp. 211–219, Feb 2015.
- [127] K. Yamamoto, S. Sumi, S. Sekioka, and J. He, "Derivations of effective length formula of vertical grounding rods and horizontal grounding electrodes based on physical phenomena of lightning surge propagations," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 51, pp. 4934–4942, Nov 2015.
- [128] S. Visacro and G. Rosado, "Response of grounding electrodes to impulsive currents : An experimental evaluation," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 51, pp. 161–164, Feb 2009.
- [129] S. Visacro, M. B. Guimarães, and L. S. Araujo, "Experimental impulse response of grounding grids," *Electric Power Systems Research*, vol. 94, pp. 92 – 98, 2013. Lightning Protection of Advanced Energy Systems.

- [130] C. Mazzetti and G. M. Veca, "Impulse behavior of ground electrodes," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-102, pp. 3148–3156, Sep. 1983.
- [131] K. S. Tang, K. F. Man, S. Kwong, and Q. He, "Genetic algorithms and their applications," *IEEE Signal Processing Magazine*, vol. 13, pp. 22–37, Nov 1996.
- [132] M. Srinivas and L. M. Patnaik, "Genetic algorithms : a survey," *Computer*, vol. 27, pp. 17–26, June 1994.
- [133] F. Herrera, M. Lozano, and J. Verdegay, "Tackling real-coded genetic algorithms : Operators and tools for behavioural analysis," *Artificial Intelligence Review*, vol. 12, pp. 265–319, 1998.
- [134] N. Razali and J. Geraghty, "Genetic algorithm performance with different selection strategies in solving tsp," in *World Congress on Engineering, London, U.K*, Jul 6-8 2011.
- [135] Electricité de France, "L'éolien en chiffres," 2018.
- [136] W. Hu, *Advanced Wind Turbine Technology*. Springer International Publishing, 2018.
- [137] Bureau d'Etudes Industrielles Energies Renouvelables et Environnement, "Généralités sur les éoliennes," 2010.
- [138] M. A. Abd-Allah, M. N. Ali, and A. Said, "A proper design of wind turbine grounding systems under lightning," *International Journal of Electrical and Computer Engineering*, vol. 8, no. 10, pp. 1455–1462, 2014.
- [139] H. K. Karegar and A. Mousavi, "Wind turbines grounding system, boundary element approach," in *2008 Joint International Conference on Power System Technology and IEEE Power India Conference*, pp. 1–4, Oct 2008.
- [140] K. Yamamoto, S. Yanagawa, K. Yamabuki, S. Sekioka, and S. Yokoyama, "Analytical surveys of transient and frequency-dependent grounding characteristics of a wind turbine generator system on the basis of field tests," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 25, pp. 3035–3043, Oct 2010.
- [141] The Wind Power, "Base de données experte, mondiale et unique au service des acteurs de la filière éolienne," 2019.
- [142] D. Lombardi, S. Bhattacharya, and G. Nikitas, *Wind Energy Engineering*. Academic Press, 2017.
- [143] B. M. Radičević, M. S. Savić, S. F. Madsen, and I. Badea, "Impact of wind turbine blade rotation on the lightning strike incidence – a theoretical and experimental study using a reduced-size model," *Energy*, vol. 45, no. 1, pp. 644 – 654, 2012. The 24th International Conference on Efficiency, Cost, Optimization, Simulation and Environmental Impact of Energy, ECOS 2011.
- [144] A. A. Razi-Kazemi and A. RajabiNezhad, "Protection of wind electrical power energy systems against indirect lightning strike surge," in *2016 24th Iranian Conference on Electrical Engineering (ICEE)*, pp. 1388–1393, May 2016.
- [145] M. E. M. Rizk, F. Mahmood, M. Lehtonen, E. A. Badran, and M. H. Abdel-Rahman, "Investigation of lightning electromagnetic fields on underground cables in wind farms," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 58, pp. 143–152, Feb 2016.
- [146] M. R. Ahmed and M. Ishii, "Electromagnetic analysis of lightning surge response of interconnected wind turbine grounding system," in *2011 International Symposium on Lightning Protection*, pp. 226–231, Oct 2011.
- [147] M. R. Ahmed and M. Ishii, "Effectiveness of interconnection of wind turbine grounding influenced by interconnection wire," in *2012 International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, pp. 1–6, Sep. 2012.
- [148] M. R. Ahmed and U. K. Das, "Lightning surge response of wind turbine grounding at low resistivity soil," in *8th International Conference on Electrical and Computer Engineering*, pp. 599–602, Dec 2014.
- [149] P. Zhang, P. Neti, and S. Salem, "Electrical discharge and its impact on drivetrains of wind turbines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 51, pp. 5352–5357, Nov 2015.
- [150] France Bleu, "Une pale d'éolienne détruite par la foudre lors d'un orage dans l'hérault," 2018.

- [151] S. Yokoyama, Y. Yasuda, M. Minowa, S. Sekioka, K. Yamamoto, N. Honjo, and T. Sato, "Clarification of the mechanism of wind turbine blade damage taking lightning characteristics into consideration and relevant research project," in *2012 International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, pp. 1–6, Sep. 2012.
- [152] I. Cotton, T. Sorensen, J. Plumer, J. Montanyà, T. Krogh, B. Hermoso, J. Birkl, T. Gehlhaar, B. McNiff, K. Bertelsen, V. Peesapati, and J. Montanyà, "The update of iec 61400-24 lightning protection of wind turbines," *29th International Conference on Lightning Protection of Wind Turbines*, 2008.
- [153] Y. Yoh and Y. Shigeru, "Proposal of lightning damage classification to wind turbine blades," in *2011 7th Asia-Pacific International Conference on Lightning*, pp. 368–371, Nov 2011.
- [154] DEHN TR WP016/E/0515, "Lightning and surge protection for wind turbines," *DEHN and SOHNE*, 2015.
- [155] Guide Puissance :, *Le transport et la distribution dans l'installation*. Legrand, France, 2014.
- [156] I. . TR, "Protection of structures against lightning," *Lightning Protection*, 1993.
- [157] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Impulse analysis of isolated and interconnected wtgss under lightning discharges," *IJEEES Trans. High Volt.*, vol. 0, pp. 21–27, Mar 2018.
- [158] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Impulse analysis of interconnected wtgs under single and multiple lightning discharges," in *2018 International Conference on Electrical Sciences and Technologies in Maghreb (CISTEM)*, pp. 1–4, Oct 2018.
- [159] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "On the analysis of lightning response of interconnected wind turbine grounding systems," in *2017 5th International Conference on Electrical Engineering - Boumerdes (ICEE-B)*, pp. 1–4, Oct 2017.
- [160] O. Kherif, S. Chiheb, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Transient response of interconnected wtgs under single and multiple lightning discharges," pp. 1–5, April 2019.
- [161] S. Chiheb, O. Kherif, H. E. Messaoudi, M. Tegar, and A. Mekhaldi, "Investigation on reflection appearing in grounding electrodes," pp. 1–5, April 2019.
- [162] N. Theethayi, V. A. Rakov, and R. Thottappillil, "Responses of airport runway lighting system to direct lightning strikes : Comparisons of tlm predictions with experimental data," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 50, pp. 660–668, Aug 2008.
- [163] G. Diendorfer, H. Pichler, and M. Mair, "Some parameters of negative upward-initiated lightning to the gaisberg tower (2000–2007)," *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 51, pp. 443–452, Aug 2009.
- [164] V. Rakov and M. A. Uman, *Lightning, Physics and Effects*. Cambridge University Press, 2003.
- [165] T. A. Warner, K. L. Cummins, and R. E. Orville, "Upward lightning observations from towers in rapid city, south dakota and comparison with national lightning detection network data, 2004–2010," *Journal of Geophysical Research : Atmospheres*, vol. 117, no. D19, 2012.
- [166] J. Montanyà, O. van der Velde, and E. R. Williams, "Lightning discharges produced by wind turbines," *Journal of Geophysical Research : Atmospheres*, vol. 119, no. 3, pp. 1455–1462, 2014.
- [167] A. Candela Garolera, K. L. Cummins, S. F. Madsen, J. Holboell, and J. D. Myers, "Multiple lightning discharges in wind turbines associated with nearby cloud-to-ground lightning," *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, vol. 6, pp. 526–533, April 2015.