

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de L'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



UNIVERSITÉ FERHAT ABBAS - SETIF 1

FACULTÉ DE TECHNOLOGIE

THESE

Présentée au Département d'Électrotechnique

Pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCES

Option : Réseaux électriques

Par

BENDAKIR Abdelhakim

THÈME

**Contribution à la modélisation et à la simulation du
comportement thermique non linéaire des
parafoudres à oxyde métallique**

Soutenue le 09/ 12/2021 devant le Jury :

RAJDEAI Hammoud	Professeur	Univ. Ferhat Abbas Sétif 1	Président
BAYADI Abdelhafid	Professeur	Univ. Ferhat Abbas Sétif 1	Directeur de thèse
NOURI Hamou	Professeur	Univ. Ferhat Abbas Sétif 1	Examinateur
BOUHARKAT Malek	Professeur	Univ. Batna 2	Examinateur
BOUCHAMA Ziyad	M.C.A	Univ. Bordj bou argeridj	Examinateur
BOUKADOUM Aziz	M.C.A	Univ. Tébessa	Examinateur
DIB Djalel	Professeur	Univ. Tébessa	Invité

Dédicaces

J'adresse un remerciement tout particulier à ma famille qui a toujours été une source inépuisable d'encouragements. Notamment à mon père, à ma mère.

À ma chère femme pour leur soutien, leur encouragements constants au cours de ces longues années.

À mes chères filles : Wissel, Anfel et Maram.

À mes frères, à mes sœurs et à tous ceux qui auraient été très fiers du chemin parcouru.

A tous mes amis sans exception notamment qui m'ont souhaité la réussite dans ma vie.

Abdel Hakim

Remerciement

Ce travail a été effectué au Laboratoire d'Automatique de Sétif 1 (LAS).

Mes remerciements vont tout premièrement à Allah tout puissant pour la volonté, la patience qu'il m'a donné pour terminer cette thèse.

Je tiens à remercier mon encadreur Mr. Abdelhafid. BAYADI, professeur à l'université de Sétif 1, pour m'avoir confié ce sujet et pour l'aide et le temps qu'il a bien voulu me consacrer et sans lui cette thèse n'aurait jamais vu le jour.

Mes vifs remerciements vont à Mr. H. RAJDEAI, professeur à l'université de Sétif 1 pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de présider le jury.

Je remercie, également et sincèrement à Mr. H. NOURI, professeur à l'université de Sétif1, Mr. M. BOUHARKAT, professeur à l'université de Batna1, Mr. Z. BOUCHAMA, maitre de conférence à l'université de Bordj Bou Arreridj et Mr. A. BOUKADOUM, maitre de conférence à l'université de Tébessa, pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu porter à ce travail en acceptant de le juger.

J'exprime ma gratitude à Mr. D. DIB, professeur à l'université de Tébessa pour sa grande aide au bon déroulement de ce travail, scientifiquement et techniquement.

Mes vifs remerciements vont également à tous les gens en particulier Mr. H. Mayache, S. Metatla, K. Faroudji et Mm M. Lounis, pour son aide précieuse et ses soutiens amicaux.

Enfin, je remercie tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à l'élaboration de ce travail.

Abdel Hakim

DECLARATIONS

Déclaration 1

Ce travail n'a pas été déjà accepté et n'est pas soumis en considération pour un diplôme quelconque.

Signé (Abdelhakim BENDAKIR)

Déclaration 2

Cette thèse est soumise pour l'obtention du diplôme de DOCTORAT en Science.

Signé (Abdelhakim BENDAKIR)

Déclaration 3

Cette thèse est le résultat de mes propres investigations, sauf indication contraire. D'autres sources sont reconnues par des références explicites. Une bibliographie est jointe en annexe.

Signé (Abdelhakim BENDAKIR)

LISTE DES TRAVAUX

Abdelhakim Bendakir, Abdelhafid Bayadi, Djalel DIB, “Towards the prospection of an optimal thermal response of ZnO surge arrester in HV power system”. International Journal of Electrical and Computer Engineering (IJECE), Vol. 11, No. 3, June 2021, pp. 1865~1875. doi.org/10.11591/ijece.v11i3.pp1865-1875.

A. Bendakir, D. Dib, T. Ruibah, “Calculation of transient electromagnetic field in an electrical Substation EHV / HV” Journal of Advanced Sciences & Applied Engineering Vol. 01, N° 01 (2014) 16-20.

Bendakir Abdelhakim, “Surge arrester ZnO electrical parameters optimization”, 2020 Student Workshop on Electrical Engineering (SWEE2020), 26 December, 2020, College of Electrical Engineering, Zhejiang University.

ملخص

إن تحليل الظواهر الحرارية أصبح عاملاً مهماً في التنبؤ بعمر مانع الصواعق ZnO يرتبط التلف والانفجار الحراري لمانع الصواعق ZnO ارتباطاً وثيقاً بعلاقة درجة الحرارة الحدية بين التوليد والتبديد. من خلال المراجع، لتجنب ظاهرة الانفجار الحراري لمانع الصواعق ZnO، من الضروري ضمان الاستقرار الحراري، من خلال التنبؤ بسلوكه الحراري. يتطلب التحليل الكهروحراري لمانع الصواعق، كما هو معروض في هذه الأطروحة، محاكاة بطريقة العناصر المحدودة (FEM) مقترنة بالمجالات الكهربائية والحرارية المترابطة بشكل متبادل. يتضمن ذلك معرفة تفصيلية بخصائص ZnO المعتمدة على درجة الحرارة. تكمن الصعوبة الرئيسية في حل هذه المشكلة المزوجة، في عدم الخطية القوية لـ ZnO تنتج هذه اللاخطية نطاقات زمنية كهربائية قصيرة للغاية، في حين أن النطاقات زمنية الحرارية أطول بعدة مرات. يتم تطبيق النهج الرقمي المقترح لدراسة موانع الصواعق ZnO في التشغيل المستمر وكذلك في الجهد العابر. يستخدم إجراء المحاكاة نموذج مانع الصواعق ZnO ثنائي الأبعاد. تسمح وحدة النقل الحراري في Comsol Multiphysique بمراعاة العديد من الظواهر الحرارية. يتم محاكاة النظام على أساس النموذج المكافئ الكهربائي شبه الساكن. تتم مقارنة نتائج المحاكاة مع النتائج المنشورة. لتقييم الاستقرار الحراري، يتم تقديم معدل التبريد كمؤشر أداء رئيسي. وفقاً لنموذج المحاكاة المتقدم، يمكن تأكيد هذه النتيجة في حالة حقن الطاقة النبضية. لذلك، يمكن إثبات أنه في حالة الاستقرار، تكون درجات الحرارة فقط ذات صلة. بالإضافة إلى ذلك، يمكن إثبات أنه من الممكن إجراء حساب محاكاة بحث للسلوك الكهروحراري لموانع اندفاع ZnO لتطبيقات HV و UHV. بناءً على المعرفة المكتسبة، توفر محاكاة العناصر المحدودة معلومات مفصلة عن النموذج الكهروحراري.

الكلمات المفتاحية: مانع الصواعق ZnO، تيار التسرب، درجة الحرارة المحددة، توليد الحرارة

وتبديدها، الاستقرار الحراري، التدهور، الانفجار الحراري، Comsol multiphysique.

Résumé

L'analyse des phénomènes thermiques devient un facteur important pour prédire la durée de vie d'un bloc de parafoudre ZnO. La dégradation et l'emballement thermique de blocs du parafoudre ZnO sont étroitement liés au rapport de la température limite entre la production de chaleur et de dissipation. Dans la littérature, pour garantir la stabilité thermique, il faut éviter le phénomène d'emballement thermique. L'analyse de comportement thermique de parafoudre ZnO telle que présentée dans cette thèse, nécessite une simulation numérique par la méthode des éléments finis (MEF) de couplage des champs électriques et thermiques mutuellement dépendants. Cela comprend une connaissance détaillée des caractéristiques ZnO dépendant du champ et de la température. La principale difficulté pour résoudre ce problème couplé réside cependant dans la forte non-linéarité du matériau de la varistance ZnO. Cette non-linéarité conduit à des constantes de temps électriques extrêmement courtes, alors que les transitoires thermiques sont plus longs de plusieurs ordres. L'approche numérique proposée est appliquée à l'étude des parafoudres ZnO en fonctionnement continu ainsi que sous les surtensions. La procédure de simulation utilise un modèle de parafoudre ZnO à deux dimensions. Le module de transfert thermique de Comsol Multiphysique permet la prise en compte des transferts thermiques. Le système est simulé sur la base électro-quasi statiques du modèle équivalent. Les résultats de la simulation sont comparés aux résultats publiés. Pour évaluer la stabilité thermique, la vitesse de refroidissement est présentée comme un indicateur de performance clé. D'après le modèle de simulation évolué, ce résultat peut être confirmé pour le cas des injections d'énergie impulsionnelle. Par conséquent, il peut être démontré qu'en régime permanent, seules les températures sont pertinentes. De plus, il peut être mis en évidence qu'un calcul purement simulatif du comportement électrothermique des parafoudres MO pour les applications HT et THT est possible. À base des connaissances acquises, les simulations par éléments finis fournissent des informations détaillées sur le modèle électrothermique.

Mots-clés : parafoudre ZnO, courant de fuite, la température limite, stabilité thermique, génération et la dissipation de chaleur, la dégradation, emballement thermique, Comsol multiphysique.

Abstract

The analysis of thermal phenomena becomes an important factor in predicting the lifetime of a ZnO surge arrester block. The degradation and thermal runaway of ZnO arrester blocks closely related to the limit temperature relationship between heat generation and dissipation. In the literature, to ensure thermal stability, the phenomenon of thermal runaway must be avoided. The thermal behavior analysis of a ZnO surge arrester as presented in this thesis, requires a numerical simulation by the finite element method (FEM) of coupling of mutually dependent electric and thermal fields. This includes detailed knowledge of the field and temperature dependent ZnO characteristics. The main difficulty in solving this coupled problem, however, lies in the strong non-linearity of the material of the ZnO varistor. This non-linearity leads extremely short electrical time constants, while thermal transients are several orders longer. The proposed numerical approach is applied to the study of ZnO surge arresters in continuous operation as well as under overvoltages. The simulation procedure uses a two-dimensional ZnO surge arrester model. The thermal transfer module of Comsol Multiphysique allows the taking into account of several thermal phenomena: conduction, convection and radiation. The system is simulated on the electro-quasi-static basis of the equivalent model. The simulation results are compared with the published results. To assess thermal stability, the cooling rate is presented as a key performance indicator. According to the advanced simulation model, this result can be confirmed for the case of pulsed energy injections. Therefore, it can be shown that in steady state, only temperatures are relevant. In addition, it can be demonstrated that a purely simulative calculation of the electrothermal behavior of MO surge arresters for HV and UHV applications is possible. Based on the knowledge acquired, finite element simulations provide detailed information on the electrothermal model.

Keywords: ZnO surge arrester blocks, leakage current, limit temperature, thermal stability, heat generation and dissipation, degradation, thermal runaway, Comsol multiphysique.

Sommaire

Page de garde.....	
Dédicaces.....	
Remerciement.....	
Declarations.....	
Liste Des Travaux.....	
Résumé.....	
Sommaire.....	
Liste des figures.....	

Chapitre 1 Introduction Générale

<i>1.1 Contexte général</i>	1.1
<i>1.2 Problème à résoudre</i>	1.2
<i>1.3 Objectifs</i>	1.3
<i>1.4 Contributions du travail</i>	1.3
<i>1.5 Originalité du sujet</i>	1.4
<i>1.6 Structure de la thèse</i>	1.5

Chapitre 2 Comportement électrothermique des parafoudres ZnO : Revue de littérature

<i>2.1 Introduction</i>	2.1
<i>2.2 Types des parafoudres ZnO</i>	2.1
2.2.1 <i>Parafoudre de poste</i>	2.3
2.2.2 <i>Parafoudre de ligne</i>	2.4
<i>2.3 Mécanisme de conduction dans les varistances</i>	2.5

2.3.1	<i>Microstructure réelle de la varistance ZnO</i>	2.5
2.3.2	<i>Rôle des oxydes additifs</i>	2.6
2.4	<i>Comportement électrothermique des parafoudres ZnO</i>	2.8
2.4.1	<i>Méthodes d'analyse des propriétés thermiques des parafoudres ZnO</i>	2.8
2.4.1.1	<i>Méthode des circuits électriques analogiques</i>	2.8
2.4.1.2	<i>Méthode des différences finies</i>	2.9
2.4.1.3	<i>Méthode des éléments finis</i>	2.11
2.4.2	<i>Propriétés thermiques de l'enveloppe des parafoudres ZnO</i>	2.15
2.4.3	<i>Influence de la température sur des caractéristiques de la colonne ZnO</i>	2.15
2.4.4	<i>L'influence des courants de fuite sur les propriétés thermiques et électriques de la colonne ZnO</i>	2.16
2.5	<i>Absorption d'énergie thermique</i>	2.16
2.5.1	<i>Capacité d'absorption d'énergie impulsionnelle</i>	2.17
2.5.2	<i>Capacité de dispersion de la chaleur</i>	2.17
2.6	<i>Notion de stabilité thermique du parafoudre ZnO</i>	2.17
2.7	<i>Notion de stabilité dynamique des parafoudres ZnO</i>	2.21
2.7.1	<i>Emballlement thermique des parafoudres ZnO</i>	2.22
2.7.2	<i>Vieillessement et dégradation du parafoudre</i>	2.23
2.8	<i>Condition critiques de l'emballement thermique</i>	2.24
2.9	<i>Conclusion</i>	2.25

Chapitre 3 Comportement électrique des parafoudres

ZnO

3.1	<i>Introduction</i>	3.1
3.2	<i>Caractéristiques électriques U-I des parafoudres ZnO</i>	3.1

3.3	<i>Courant de fuite</i>	3.4
3.3.1	<i>Chemins de courant de fuite</i>	3.4
3.3.2	<i>Modèle électrique équivalent simplifié de la varistance ZnO</i>	3.5
3.4	<i>Détermination des caractéristiques électriques du parafoudre ZnO</i>	3.7
3.4.1	<i>Conductivité électrique</i>	3.7
3.4.2	<i>Permittivité relative</i>	3.9
3.4.3	<i>Permittivité constante dans le temps</i>	3.9
3.4.4	<i>Permittivité temporellement variable</i>	3.9
3.4.5	<i>Dérivation d'une permittivité complexe</i>	3.10
3.5	<i>Comportement électromagnétique</i>	3.12
3.5.1	<i>Approche électrostatique</i>	3.13
3.5.2	<i>Approche quasi-électrostatique</i>	3.14
3.5.3	<i>Approche électro-quasi-harmonique</i>	3.15
3.6	<i>Dépendance en fréquence</i>	3.17
3.7	<i>Conclusion</i>	3.18

Chapitre 4 Modélisation électrothermique des parafoudres ZnO

4.1	<i>Introduction</i>	4.1
4.2	<i>Modélisation thermique</i>	4.1
4.2.1	<i>Procédure générale</i>	4.2
4.3	<i>Transfert thermique</i>	4.2
4.3.1	<i>Conduction thermique dans les solides</i>	4.2
4.3.2	<i>Transfert de chaleur par convection</i>	4.3
4.3.2.1	<i>Convection externe</i>	4.6

4.3.2.2	<i>Convection interne</i>	4.7
4.3.3	<i>Rayonnement thermique</i>	4.8
4.3.3.1	<i>Rayonnement dans un milieu environnant</i>	4.8
4.3.3.2	<i>Rayonnement dans des systèmes partiellement fermés</i>	4.9
4.3.4	<i>Résolution du problème électrothermique dans le parafoudre ZnO</i>	4.9
4.4	<i>Méthode des éléments finis</i>	4.10
4.4.1	<i>Formulation discrétisée</i>	4.14
4.4.2	<i>Discrétisation du temps</i>	4.14
4.4.3	<i>Élément fini pour le problème électro-quasi statique</i>	4.15
4.4.4	<i>Élément fini pour le problème de conduction thermique transitoire</i>	4.16
4.4.5	<i>Intégration de temps à multiples vitesses (multiples constant du temps)</i>	4.18
4.4.5.1	<i>Formulation de problèmes électrothermiques</i>	4.18
4.4.5.2	<i>Schéma et implémentation d'intégration de temps multi-vitesses</i>	4.19
4.5	<i>Couplage électrothermique</i>	4.20
4.6	<i>Conclusion</i>	4.22

Chapitre 5 Résultats de simulation et discussion

5.1	<i>Introduction</i>	5.1
5.2	<i>Modèle de simulation</i>	5.1
5.3	<i>Implémentation des modèles électrothermique</i>	5.2
5.4	<i>Validation du modèle par un parafoudre ZnO 18 kV</i>	5.2
5.4.1	<i>Propriétés électriques des matériaux</i>	5.3
5.4.2	<i>Propriétés thermiques des matériaux</i>	5.4
5.5	<i>Simulation du comportement électrothermique des parafoudres ZnO 110kV</i>	5.8

5.5.1	<i>Géométrie et Paramètres de modèle</i>	5.8
5.5.2	<i>Distribution de la température en régime continu</i>	5.9
5.5.3	<i>Distribution de la température en régime transitoire</i>	5.12
5.6	<i>Refroidissement sous tension</i>	5.14
5.7	<i>Conclusion</i>	5.15

Chapitre 6 Conclusion générale et perspectives

6.1	<i>Introduction</i>	6.1
6.2	<i>Résumé des Résultats</i> :.....	6.1
6.3	<i>Recommandations de recherche futures</i>	6.3

Références Bibliographiques

Liste des figures

<i>Figure 2.1</i> Types de parafoudres ZnO utilisé dans les réseaux à haute tension	2.2
<i>Figure 2.2</i> Application de parafoudres ZnO dans les réseaux à haute tension.	2.4
<i>Figure 2.3</i> Microstructure des varistances ZnO.	2.6
<i>Figure 2.4</i> Représentation schématique de la stabilité thermique des parafoudres ZnO.	2.18
<i>Figure 2.5</i> Variation de P et Q en fonction de la température [2.51].	2.20
<i>Figure 2.6</i> Condition critique de la stabilité dynamique après absorption de choc [2.49].	2.22
<i>Figure 3.1</i> Représentation schématique de la caractéristique U-I d'un parafoudre ZnO	3.2
<i>Figure 3.2</i> Image au microscope électronique d'une varistance ZnO et son schéma de circuit équivalent simplifié [2.47].	3.6
<i>Figure 3.3</i> Détermination des valeurs de crête du courant résistive en dessous du maximum de tension nominale d'une varistance ZnO.	3.7
<i>Figure 3.4</i> Conductivité électrique d'une varistance ZnO en fonction du champ électrique et de la température.	3.8
<i>Figure 3.5</i> Permittivité relative d'une varistance ZnO en fonction de l'intensité du champ électrique et de la température.	3.12
<i>Figure 3.6</i> Effets d'une conductivité effective σ_{eff}	3.15
<i>Figure 4.1</i> Représentation schématique du couplage électrothermique utilisant l'intégration de temps multi-vitesses.	4.20
<i>Figure 5.1</i> Diagramme de la température dans le parafoudre ZnO.	5.2
<i>Figure 5.2</i> Variation de la conductivité électrique en fonction de la température et du champ électrique.	5.3
<i>Figure 5.3</i> Parafoudre ZnO à 18kV et leur dimensionnements	5.6
<i>Figure 5.4</i> Distribution de la température sur le parafoudre après 4 heures.	5.7
<i>Figure 5.5</i> Maillage du domaine de calcul du parafoudre ZnO.	5.8
<i>Figure 5.6</i> Distribution de la température sur le parafoudre après 2h15 minutes.	5.10
<i>Figure 5.7</i> Profil thermique suivant l'axe $x = 0$ en fonction de temps.	5.10
<i>Figure 5.8</i> Profil thermique dans plusieurs points en fonction de temps	5.11
<i>Figure 5.9</i> Distribution de la température le long de parafoudre après 60 minutes.	5.12
<i>Figure 5.10</i> Variation de la température en fonction de temps (point de milieu)	5.13
<i>Figure 5.11</i> Refroidissement naturel en fonction de temps du parafoudre ZnO	5.14

Liste des tableaux

<i>Tableau 2.1</i> Propriétés des oxydes couramment utilisés.....	2.7
<i>Tableau 4.1</i> Les paramètres C_1 , C_2 et n_1 , n_2 en fonction de la taille N.....	4.8
<i>Tableau 4.2</i> Calcul de la constante de temps pour les parafoudres en fonctionnement continu.	4.20
<i>Tableau 5.1</i> Propriétés thermique des matériaux de parafoudre ZnO.....	5.4
<i>Tableau 5.2</i> Taille maximale des éléments dans différentes zones du modèle en fonction de la distance radiale.	5.9

Listes des Acronymes et Symboles

Liste des Acronymes

Acronymes en Anglais	
ANFIS	système adaptatif d'inférence neuro-floue
CA	courant alternatif
CC	courant continu
CEI	Comité Électrotechnique International
CIGRE	Conseil International des Grands Réseaux Électriques
DL	Degrés de liberté
EGLA	externally gapped line arrester
EQS	Équation quasi électrostatique
FEMLAB	Logiciel de simulation
FLUX 2D	Logiciel de simulation
KNN	réseau de neurones artificiels
NGLA	non-gapped line arrester
PRV	Plastique renforcé en fibre de verre
SiC	Carbure de Silicium
ZnO	Oxyde de Zinc

Liste des Symboles

Δ_{tel}	Constant de temps électrique
Δ_{tth}	Constant de temps thermique
σ	Conductivité électrique
σ_B	Constante de Boltzmann
ε	Permittivité électrique
ε'	Partie réelle d'une permittivité relative à valeurs complexes
ε''	Partie imaginaire d'une permittivité relative à valeurs complexes
ε_0	Constante de champ électrique
ε_r	Permittivité relative
ε_{rad}	Émissivité
μ	Perméabilité
ρ_m	Masse volumique
C_1	Facteur du nombre de Nusselt d'un espace annulaire vertical
C_2	Facteur du nombre de Nusselt d'un espace annulaire vertical
C_p	Capacité thermique spécifique à pression constante
D	Densité de flux électrique
D_{eff}	Densité de flux électrique efficace
G_{amb}	Rayonnement de surface de l'environnement
G_{ray}	Rayonnement incident
J_r	Rayonnement sortant
G_r	Nombre de Grashof
H	Champ magnétique
h_c	Coefficient de transfert de chaleur par convection
I_{cap}	Courant capacitif
J	Densité de courant résistif
T_{amb}	Température ambiante
V_0	Tension initiale
U_c	Tension continue d'un parafoudre
U_r	Tension nominale
U_B	Tension de claquage
α	Exposant de non-linéarité (mesure de non-linéarité)
α_1	Constante de tension
η	Constante de tension
k_a	Constante dépend du type de parafoudre
W_{th}	Énergie thermique introduite lors d'un apport d'énergie
P_r	Numéro de Prandtl
\dot{q}	Densité de flux de chaleur conductrice
R_a	Numéro de Rayleigh
N_u	Numéro de Nusselt
n_1	Exposant du nombre de Nusselt d'un espace annulaire vertical
n_2	Exposant du nombre de Nusselt d'un espace annulaire vertical
I_{res}	Courant résistif
\hat{i}_{res}	Valeur de crête du courant résistif
V_l	Volume
T	Température
T_s	Température à la surface du corps

T_*	Température moyenne
t	Temps
ϱ	Rayon des varistances
k	Conductivité thermique
C_{Tm}	Capacité thermique par unité de masse
m	Masse de l'élément
P^*	Valeur critique de puissance générée
λ	Coefficient de dissipation de chaleur
W_c	Énergie d'activation
D_m	Diamètre de l'élément
β_T	Constant dépend de la température
β_E	Constant dépend du champ électrique
σ_0	Valeur initiale de la conductivité
F_{ij}	Facteur de forme $i \rightarrow j$
p_{moy}	Densité moyenne de perte de puissance
q_p	Pertes de puissance
Π	Fonction scalaire
$N_i(x)$	Fonctions de base $i^{ième}$
$\tilde{u}(x)$	Vecteur scalaire
Ω	Domaine
r	Résidu de sa solution numérique
Γ	Surface de l'espace du domaine
w_j	Fonction de pondération $j^{ième}$
Δt_{th}	Pas de temps thermique
Δt_{el}	Pas de temps électrique
$u_j(t)$	Degrés de liberté
K_ε	Matrice de rigidité associée à la permittivité électrique
K_σ	Matrice de rigidité associée à la conductivité électrique
K_λ	Matrice de rigidité associée à la conductivité électrique
ϑ_j	Facteur caractérisant la méthode θ pour l'intégration temporelle
M_{c_v}	Matrice de masse
B	Matrice associée aux conditions aux limites
b	Vecteur associé aux conditions aux limites
$\delta(r)$	Distribution de Dirac

Chapitre 1

Introduction Générale

1.1 Contexte général

La consommation de l'énergie électrique qui ne cesse de s'accroître a entraîné l'extension des réseaux de transport et le développement de lignes à très haute tension. En même temps la nécessité d'assurer une qualité de service suffisante a suscité l'installation de moyens de protection contre les surtensions. En effet, ces surtensions provoquent de nombreuses défaillances du matériel électrique et peuvent être d'une dangerosité certaine pour les usagers.

Les parafoudres à oxydes de zinc (ZnO) ou encore à oxyde métallique se sont imposés comme un moyen de protection des réseaux électriques très avantageux. Ils sont apparus au début des années soixante-dix, et sont devenus très séduisant au fil des années. Sauf des rares exceptions, le marché de parafoudres n'est aujourd'hui plus constitué que de parafoudres à oxyde de zinc.

Les parafoudres ZnO offrent en effet des caractéristiques remarquables du point de vue électrique tel que : la non-linéarité, temps de réponse très rapide, élimination de courant de suite, stabilité des caractéristiques et capacité d'absorption de l'énergie. Toutes ces caractéristiques présentent deux avantages essentiels :

- D'une part, leur capacité d'absorption d'énergie élevée qui permet leur utilisation sur tous les réseaux, de l'électronique jusqu'au transport d'énergie à très haute tension (225 ou 800 kV), [1.1, 1.2] aussi bien pour la protection des équipements vis-à-vis des surtensions d'origine atmosphérique (foudre) et des surtensions lentes, dites de manœuvre, que pour l'amélioration de la qualité de service de réseau.
- Par ailleurs, le temps de réponse des varistances à oxyde de zinc très court rend possible leur utilisation pour la protection des systèmes face à des surtensions transitoires à front très raide.

Un des aspects les plus importants pour le dimensionnement de ce type de parafoudre est celui des contraintes thermiques [1.3]. Le comportement thermique des parafoudres à base d'oxyde de zinc et la modélisation des mécanismes de conduction non linéaires dans les varistances ZnO, met en avant les propriétés électriques non linéaires des céramiques à base d'oxyde de zinc. En effet, lorsqu'il écrête une surtension, le parafoudre absorbe de l'énergie, ce qui provoque une augmentation de température des éléments ZnO. Cet échauffement

provoque un accroissement des pertes sous tension de service. Il devient alors possible que le parafoudre s'emballe thermiquement, ce qui conduit à sa destruction.

1.2 Problème à résoudre

Les phénomènes physiques qui conditionnent le comportement thermique des dispositifs de protection sont intimement liés aux phénomènes électriques de ses éléments, et réciproquement. La température des matériaux est quant à elle fortement liée à la dissipation de la puissance électrique. Il existe donc un couplage entre le comportement électrique des éléments actifs de parafoudre et l'impact thermique de toute la structure. Ainsi, dans la conception en génie électrique, notamment dans les éléments et les systèmes de protection, il faut prendre en compte l'évaluation thermique au-cours des cycles de fonctionnement afin d'augmenter la fiabilité des systèmes de protection.

Dans le cas de l'application d'une impulsion de surtension, ceci conduit à l'apparition d'une surintensité importante, et l'état d'équilibre thermique stationnaire est dépassé. Afin de garantir un fonctionnement exemplaire et une pérennisation des équipements de protection, en termes de contraintes thermiques, les normes de fabrication imposent (sous réserve des matériaux utilisés et des conditions de fonctionnement) certaines limites maximales admissibles de température stationnaire.

Il existe un problème de modélisation mathématique du champ de température lors de l'application impulsionnelle, du fait de la très grande variation des paramètres impliqués. De ce fait, on ne peut prendre en compte l'augmentation globale de la température de la varistance qu'après passage de l'onde de courant impulsionnel. Cette chaleur doit alors être évacuée par masse de la varistance, car l'augmentation de température de la varistance favorise la conduction électrique et conduit à l'emballement thermique avec les conséquences qui s'en suivent [1.4].

La protection contre l'emballement thermique du parafoudre ZnO des réseaux électriques est un problème de prévision du comportement de l'installation électrique [1.5].

Pour l'étude des phénomènes électrothermiques liés à l'état du parafoudre ZnO dans un environnement physique complexe, une analyse des interactions entre de nombreuses variables, telles que la valeur de tension de choc et la dégradation, est nécessaire.

1.3 Objectifs

L'observation expérimentale des températures le long de parafoudre ZnO par les appareils de mesure permet de fixer les conditions initiales et testé des cas bien déterminé. Cependant, l'utilisation des techniques de prédiction théoriques pour évaluer le comportement thermique de parafoudre ZnO est nécessaire. Car une comparaison des analyses théories de comportements électrothermiques et une analyse du type mathématique utilisé de « théories exactes » introduites grâce aux outils informatiques perfectionnés sur l'évolution du flux thermique, permet d'atteindre des prévisions plus ou moins robustes et comportera toujours des grandes incertitudes de par le nombre et la grande variabilité des grandeurs physiques mises en jeu. À une autre échelle, les industries et organismes produisant ou utilisant des installations électriques sont contraints de prédire les disfonctionnements engendrés par des environnements stables [1.6].

Le travail consiste à prédire et trouver des solutions réduisant fortement les probabilités des disfonctionnements dues à ces risques d'interactions.

1.4 Contributions du travail

Les contributions scientifiques de cette thèse se résument à :

- **La modélisation**

Le problème de couplage électrothermique est formulé sur la base de l'équation électro-quasi-statique et de l'équation de conduction thermique transitoire. Le modèle électrothermique permet de caractériser le matériau dépendant du champ et de la température obtenue à partir de mesures. En particulier, le problème de l'électro-quasi-statique considère une permittivité dépendant du champ et de la température. Un modèle thermique détaillé est développé. Ce modèle comprend la conductivité et la permittivité dépendant de la température des éléments ZnO, le rayonnement thermique, la convection externe et l'échange de chaleur convectif et radiatif dans l'entrefer du parafoudre.

- **Solution numérique**

Un schéma d'intégration temporelle est appliqué dans la solution du problème électrothermique à deux dimensions (2D) axisymétrique. Le schéma traite efficacement les

constantes de temps fortement différentes des sous-problèmes électriques et thermiques. En outre, l'état stationnaire électrique local dû à l'excitation alternative est exploité, et un schéma de mise à jour adaptative de pas des temps et de maillage basé sur la conductivité non linéaire est développé.

- **Analyse du fonctionnement en régime permanent**

L'effet d'auto-gradation de la tension des parafoudres en raison des caractéristiques non linéaires du matériau ZnO dépendant du champ et de la température est démontré par des simulations.

La distribution de température en régime permanent d'un parafoudre et d'un équivalent thermique est comparée aux mesures expérimentales disponibles dans la littérature.

- **Analyse du fonctionnement en régime transitoire**

Une modélisation des parafoudres en régime transitoire est introduite. Pour cela, une approche de modélisation est développée qui permet une description du problème symétrique non rotationnel complet au moyen d'un modèle de parafoudre 2D équivalent. Ensuite, une fonction de but appropriée est définie pour équilibrer les contraintes électrothermiques sur toutes les varistances ZnO.

1.5 Originalité du sujet

Le présent travail se concentre sur le comportement électrothermique des parafoudres ZnO dans les réseaux électriques. Ainsi, il permet une investigation des paramètres influents sur la distribution de la chaleur le long du parafoudre ZnO. Un des critères de conception, les plus importants, est d'atteindre la stabilité thermique [1.7].

En général, la prévision de durée de vie d'un parafoudre ZnO est évaluée par sa capacité à supporter la tension en raison de l'augmentation de la température et l'emballement thermique qui s'y produit [1.8, 1.9].

Afin d'étudier le comportement transitoire des parafoudres, une approche de simulation électro quasi-statique-thermique par éléments finis entièrement couplée est introduite. La procédure comprend un schéma d'intégration temporelle efficace à plusieurs formes. Un parafoudre en porcelaine contient une grande quantité d'air sec ou de gaz (azote), tandis qu'un

parafoudre synthétique ne contient pas de gaz. Cela signifie que les conditions internes, contre les phénomènes électriques et thermiques, doivent être traitées différemment pour les deux conceptions [1.10, 1.11]. En outre, pour les parafoudres ZnO, les processus dynamiques thermiques, tels que la convection naturelle et le rayonnement thermique dans l'entrefer, sont pris en compte. L'approche numérique est appliquée à la simulation d'un parafoudre en régime permanent ainsi qu'en régime transitoire [1.12].

Afin d'évaluer les propriétés de stabilité thermique du parafoudre, un paramètre de vitesse de refroidissement efficace est introduit. Différents scénarios d'injection d'impulsions, similaires au test de fonctionnement, sont étudiés.

1.6 Structure de la thèse

Pour présenter ce travail, nous proposons un manuscrit de thèse en six chapitres.

Le premier est consacré au contexte général relatif à la problématique, les objectifs de recherche, avec une brève description de la méthodologie de ce travail.

Dans le deuxième chapitre, et en guise d'introduction à notre travail, différentes notions sont présentées. Ainsi, une revue générale des propriétés de ces matériaux est faite, suivie d'une présentation des nombreux travaux existants dans la littérature.

Le troisième chapitre est dédié à l'étude du comportement électrique de parafoudre ZnO, commençant par le mécanisme de fonctionnement du parafoudre, l'illustration de la caractéristique de non-linéarité et du courant de fuite, la détermination des paramètres électriques (conductivité et permittivité électrique), leurs dépendances des champs électriques et de la température, dans le but de prévenir le comportement électrothermique de ce dispositif de protection. Et enfin l'étude des paramètres précédents dans différents régimes électromagnétiques. Par conséquent, la détermination des méthodes appropriées pour le calcul de la conductivité électrique non linéaire et de la permittivité relative des varistances ZnO est l'intérêt de ce chapitre.

Le quatrième chapitre aborde les aspects théoriques de transfert de la chaleur. Tout d'abord, les lois fondamentales du transfert de la chaleur sont présentées. Ces considérations, couplées au principe de conservation de l'énergie, aboutissent à l'équation de la chaleur régissant le comportement thermique d'un système.

D'autre part, les parafoudres ZnO, se caractérisent par des propriétés à caractère non-linéaire ce qui nécessite des méthodes de résolution plus performantes que ce qu'offrent les

méthodes de résolution classiques. Par conséquent, la détermination de la température des composants de parafoudre ZnO nécessite de recourir à des techniques de caractérisation spécifiques, compte tenu de la difficulté de mise en œuvre de ces méthodes, la simulation numérique apparaît comme une méthode alternative aux méthodes expérimentales, pour une analyse complète des problèmes thermiques.

Dans le cinquième chapitre, nous présentons les résultats de simulation ainsi que leurs discussions sous environnement Comsol multiphysics et Matlab. Nous proposons par ailleurs, une étude paramétrique permettant de s'initier aux solutions électrothermiques.

Le sixième chapitre est consacré aux conclusions générales de ce travail et souligner également plusieurs recommandations pour les recherches futures.

Chapitre 2

*Comportement
électrothermique des
parafoudres ZnO :
Revue de littérature*

2.1 Introduction

Ce chapitre traite les différents types et domaines d'application des parafoudres haute tension. À partir de la varistance ZnO, une explication sur le mécanisme de conduction microscopiques et macroscopiques est étudiée brièvement pour montrer les propriétés électriques d'un parafoudre ZnO complet.

Dans ce chapitre, un aperçu des tentatives précédentes disponibles dans la littérature qui ont traité le comportement électrothermique d'un parafoudre ZnO. Le comportement thermique d'un parafoudre ZnO est ensuite discuté, en utilisant la définition de sa capacité d'absorption d'énergie thermique, et les effets des capacités parasites sur le potentiel et la distribution de température. Décrit à titre illustratif, il existe également un résumé du traitement de l'absorption d'énergie thermique et du comportement au vieillissement des parafoudres ZnO dans la normalisation internationale. En effet, la varistance peut entrer dans un processus transitoire violent (impulsions de tension) en mode d'emballement thermique.

2.2 Types des parafoudres ZnO

Les parafoudres à oxyde de zinc (ZnO) sont utilisés à tous les niveaux de tension des systèmes à courant continu (CC) et alternatif (CA). Différentes conceptions de parafoudres sont utilisées en fonction du niveau du réseau, du type de tension et du domaine d'application [2.1, 2.2].

La structure de base d'un parafoudre ZnO se compose essentiellement, d'une partie active et d'une enveloppe isolante. La figure 2.1 montre trois conceptions différentes. Jusqu'aux années 1980, seuls des parafoudres en porcelaine étaient utilisés. Avec cette conception, la stabilité mécanique est garantie par l'enveloppe, le niveau de protection requis est atteint en empilant le nombre requis des varistances ZnO les unes sur les autres. Cependant, la longueur d'enveloppe dépend de la rigidité diélectrique (en particulier en ce qui concerne les surtensions de manœuvre), et dans la plupart des cas, elle est supérieure à la hauteur totale de la colonne des varistances ZnO. Pour combler la différence de longueur, des pièces de remplissage métalliques sont donc disposées entre les varistances ZnO conçus comme un matériau solide, les charges contribuent à la capacité d'absorption d'énergie thermique du parafoudre en fonction des dissipateurs thermiques. Afin d'empêcher les varistances ZnO de se déplacer pendant le transport vers le lieu d'utilisation et lorsque l'installation est inclinée, toute la partie active est

serrée avec des tiges renforcées en fibre de verre (PRV) (y compris les plaques de maintien), en plus, avec un ressort de compression à la connexion à la bride supérieure.

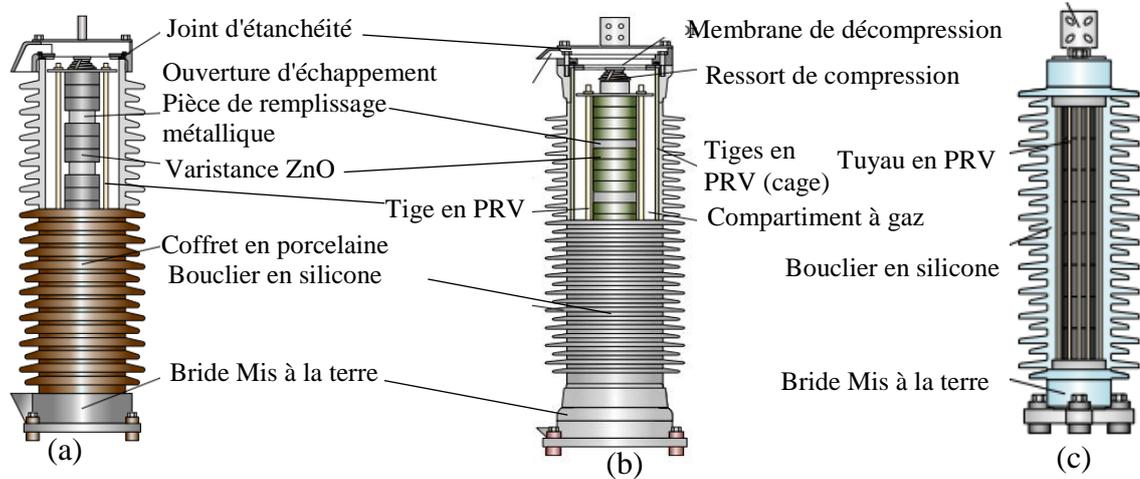


Figure 2.1 Types de parafoudres ZnO utilisés dans les réseaux à haute tension

(a) : conception en porcelaine, (b) : conception de tube (au milieu), (c) : conception de cage.

L'extrémité de bride d'enveloppe est un dispositif de décompression protégé l'espace gazeux, généralement rempli d'azote contre les influences extérieures (humidité et saleté) et sert en même temps de point de rupture prédéterminé, en cas d'augmentation de pression due à la formation d'arcs à l'intérieur de l'enveloppe.

Une structure fonctionnelle similaire est recherchée avec la conception des tuyaux. Contrairement à l'enveloppe en porcelaine monobloc, l'enveloppe se compose d'un tube en PRV et d'écrans en élastomère de silicone qui y sont fixés, dans ce cas, le tube PRV assume la fonction et assure la stabilité mécanique du parafoudre ZnO. D'autre part, les écrans en élastomère de silicone servent à assurer les lignes de fuite nécessaires. Le grand avantage d'une telle conception est, en plus du poids significativement réduit, les propriétés mécaniques sont améliorées avec un moindre risque de dommages en cas d'éclatement d'enveloppe et une hydrophobie exceptionnelle de l'élastomère silicone, dans les régions à forte pollution.

Malgré la conception plus coûteuse, les parafoudres à isolation synthétique remplacent de plus en plus les parafoudres en porcelaine. Les deux conceptions énumérées ci-dessus, ont l'inconvénient d'avoir un espace de gaz qui doit être scellé par un système de décompression,

qui est complexe et coûteux à mettre en œuvre. Une troisième conception qui fonctionne entièrement sans espace à gaz, représente le parafoudre ZnO directement encapsulé. Une mise en œuvre possible de cette conception est la conception de la cage, d'où, les varistances ZnO associées à un grand nombre de tiges ou de bandes en PRV assurent la stabilité mécanique du parafoudre. L'élastomère silicone est coulé directement sur la construction mécanique. Les avantages majeurs de cette conception sont :

- Le comportement amélioré contre les courts-circuits ;
- L'absence d'espace gazeux signifie qu'il n'y a pratiquement aucun risque de montée en pression et donc d'éjection de pièces.

Une caractéristique de qualité importante qui doit être garantie, pour les trois conceptions est le système d'étanchéité qui fonctionne pendant toute la durée de vie du parafoudre (25 à 30 ans), qui empêche l'humidité de pénétrer dans l'espace de gaz, ou dans la couche limite entre l'élastomère de silicone et les varistances ZnO. Par exemple, les défaillances du parafoudre, bien qu'elles se produisent rarement, sont souvent dues à une défaillance diélectrique due à la pénétration d'humidité. Selon l'application, certains des modèles de parafoudres mentionnés ci-dessous sont préférés.

2.2.1 Parafoudre de poste

Il représente l'application la plus importante dans tous les systèmes externes. Si le système protégées est un poste aérien, les parafoudres seront installés dans toutes les lignes d'arrivée et de départ, de telle manière que, si un transitoire est générée en dehors du poste électrique et conduit vers ce poste, les premiers équipements rencontrés seront les parafoudres. À partir d'une hauteur d'environ 1,5 m, des anneaux de garde sont installés sur la bride haute tension pour équilibrer le potentiel (Figure 2.2 (a)).

Les parafoudres sont généralement montés au sol sur des supports, la bride du parafoudre la plus basse est reliée directement à prise de terre directement ou via un dispositif de surveillance. Selon [2.3], la hauteur du support d'appareil dans les systèmes doit être supérieure au 2,25m. Cependant, on peut également trouver des hauteurs plus grandes.

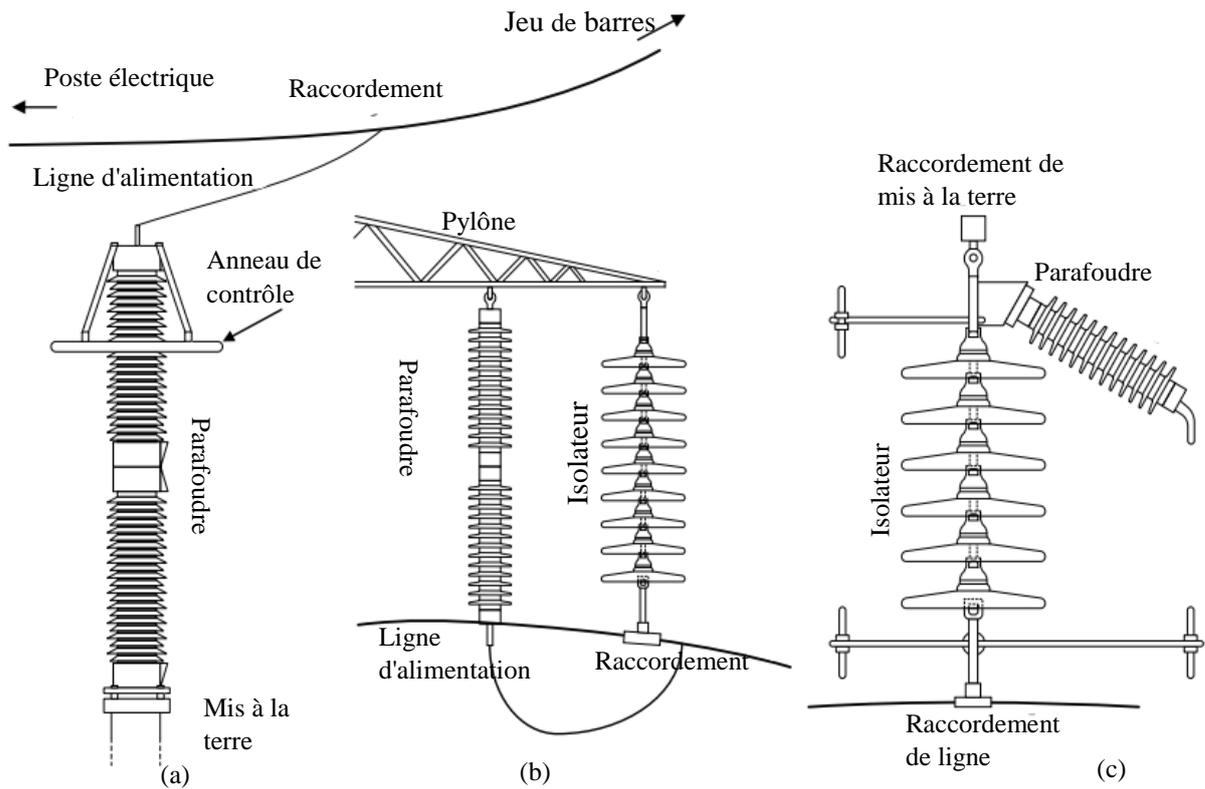


Figure 2.2 Application de parafoudres ZnO dans les réseaux à haute tension.

(a) : Parafoudres simple, (b) : parafoudres sans éclateur, (c) : parafoudres avec éclateur.

2.2.2 Parafoudre de ligne

En plus de l'application du parafoudre MO citée ci-dessus, il existe un autre type nommé, parafoudre de ligne. Il est placé sur des pylônes les lignes aériennes, ce type de parafoudre est monté en parallèle avec des isolateurs. Sa fonction dans ce cas est de réduire la fréquence des contournements des isolateurs, et donc d'améliorer la qualité de service en assurant sa continuité [2. 3].

La figure 2.2 (b) et 2.2 (c), montrent deux types des parafoudres. Une distinction est faite entre les parafoudres sans éclateur (non-gapped line arrester (NGLA)), et avec éclateur (externally gapped line arrester (EGLA)). Dans la version sans éclateur, ce dispositif de débranchement, relié en série, déconnecte le parafoudre du réseau en cas de défaut et évite ainsi une coupure du réseau.

Bien que les parafoudres sans éclateurs doivent avoir une capacité d'absorption d'énergie thermique, en raison des longueurs de parafoudres trouvées sur les pylônes de lignes aériennes, les déséquilibres de potentiel et de température ne sont apparents, pour pouvoir être neutralisés de manière fiable avec des anneaux de garde. En fonctionnement normal, les parafoudres avec éclateurs ne transportent que le courant capacitif de l'éclateur et ne peuvent donc être dimensionnés que pour le courant de fuite. Cette conception de parafoudre n'est donc pas pertinente pour le présent travail. En raison de son avantage de poids, le parafoudre ZnO directement encapsulé est particulièrement adapté aux parafoudres de ligne qui sont principalement montés suspendus.

2.3 Mécanisme de conduction dans les varistances

La partie active du parafoudre ZnO est composée d'un empilage des varistances à caractéristique fortement non-linéaire.

Depuis les années 1970, les varistances ZnO ont fait l'objet d'un développement constant grâce à la recherche, au développement et à l'expérience d'application, pour améliorer le comportement de vieillissement et la capacité d'absorption d'énergie conformément à la norme de fabrication actuelle par rapport aux produits de la première génération [2.4].

Les varistances sont des résistances variables. Aux valeurs basses de la tension appliquée, une varistance se comporte comme une forte résistance de valeur obéissant à la loi d'ohms. Mais, au-dessus d'une tension de seuil, elle devient fortement conductrice présentant une basse impédance aux tensions élevées. Quand la varistance devient conductrice, elle maintient la tension appliquée à un maximum indiqué auquel le système protégé peut résister [2.5].

2.3.1 Microstructure réelle de la varistance ZnO

Les varistances se présentent sous forme de disques compacts constitués essentiellement d'oxyde de zinc (ZnO). Elles sont des dispositifs semi-conducteurs en céramique polycristalline, avec une composition et une microstructure particulière [2.6]. La microstructure des varistances ZnO dépendent essentiellement de la composition chimique et du traitement thermique utilisé [2.7]. Les observations au microscope électronique montrent généralement l'existence de trois phases dans la microstructure d'une varistance ZnO. En plus des grains de ZnO, deux autres phases sont observées entre eux.

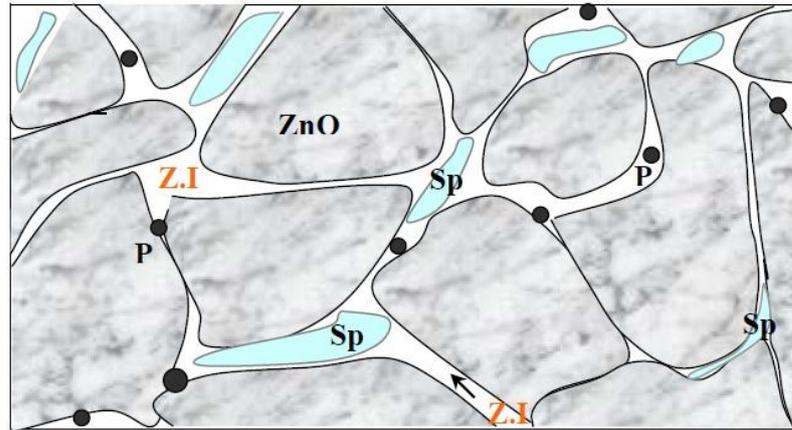


Figure 2.3 Microstructure des varistances ZnO.

(Sp) : grains de spinelles, (Z.I) : zone intergranulaires, P : Pore.

Grains ZnO

Ces sont des grains généralement dopés par d'autres éléments métalliques tels que le cobalt et le manganèse.

Phases riches en bismuth

Ces phases sont situées dans les zones intergranulaires. Elles se transforment aux joints triples en phase dite pyrochlore. Ces phases apparaissent généralement entre 700 et 900 °C du processus de frittage. Elles remplissent l'espace des jonctions multiples entre les grains et quelques fois entourent entièrement le grain ZnO.

Grains des spinelles

La phase spinelle est constituée de grains isolants de forme octaédrique (taille voisine de 5µm) précipités entre les grains d'oxyde de zinc [2.8].

2.3.2 Rôle des oxydes additifs

Le Bi₂O₃ : toutes les compositions contenant de l'oxyde de bismuth présentent un effet varistance. Les observations au microscope électronique à transmission montrent que le bismuth se localise aux joints. Il assure ainsi, de manière efficace, l'isolation électrique entre les grains conducteurs de l'oxyde de zinc [2.9].

Tableau 2.1 Propriétés des oxydes couramment utilisés.

	Formule moléculaire	Masse molaire (g)	Densité (g/cm ³)	couleur	Température de fusion °C
Oxyde de zinc	ZnO	81,37	5,606	Blanche	1970
Oxyde de bismuth	Bi ₂ O ₃	495,95	8,9	Jaune	820
Oxyde de manganèse	MnO ₂	86,93	5,03	Noir	535
Oxyde de cobalt	Co ₃ O ₄	240,8	6,07	Noire	1935
Oxyde de chrome	Cr ₂ O ₃	151,99	5,21	Verte	2435
Oxyde de d'antimoine	Sb ₂ O ₃	291,5	5,2	Blanche	656
Oxyde de nickel	NiO	74,71	6,67	Gris	1850
Nitrate d'aluminium	Al(NO ₃) ₃	375,13	3,9	Blanche	73,5

Le CO₃O₄ et le MnO₂ : les oxydes de cobalt et de manganèse, en se diffusant dans l'oxyde de zinc, modifient la structure électronique de la bande interdite et facilitent la création des barrières de Schottky. Ces oxydes associés à l'oxyde de bismuth permettent d'améliorer considérablement le coefficient de non linéarité [2.11].

Le Sb₂O₃ : Cet oxyde d'antimoine remplit une fonction importante en raison de son amplitude à générer les phases spinelle et pyrochlore. Les phases spinelle jouent le rôle d'un régulateur de taille des grains de ZnO et par conséquent le contrôle de seuil pour une épaisseur donnée [2.10].

L'ajout des autres additifs entrant dans la composition ne modifie guère la structure des bandes mais contribue à améliorer les caractéristiques électriques du matériau (tenue en énergie, courant de fuites, etc....) [2.12].

2.4 Comportement électrothermique des parafoudres ZnO

Dans ce qui suit, un aperçu chronologique des tentatives précédentes pour la simulation du comportement thermique des parafoudres ZnO, basé sur les approches théoriques et leur aptitude à prendre en compte des propriétés électriques.

2.4.1 Méthodes d'analyse des propriétés thermiques des parafoudres ZnO

2.4.1.1 Méthode des circuits électriques analogiques

Le comportement thermique du parafoudre ZnO, par la méthode de circuit équivalent thermique, a été largement étudié par des nombreux chercheurs.

MV Lat. [2.15, 2.16] a calculé la propriété thermique du parafoudre, par un circuit électrique analogique à un étage en fonction des éléments concentrés, pour décrire les paramètres thermiques d'un parafoudre ZnO. Dans ce modèle, le flux de chaleur est représenté par le flux de courant et la température par la tension. La modélisation électrique et le calcul de la distribution du potentiel ne sont pas effectués ; au lieu de cela, une perte de puissance constante est supposée, au sein des varistances ZnO et prise en compte sous la forme d'une source de tension.

Les modélisations des distributions de température stationnaires d'un parafoudre moyenne tension, montrent un bon accord avec les données de mesure. Une erreur maximale de - 5 à 10% entre les températures simulées et mesurées sont obtenus à différentes puissances d'entrée.

Dans [2.17], Hinrichsen décrit un réseau électrique analogique similaire, mais à plusieurs étages, comme dans [2.18] pour analyser le comportement thermique des parafoudres ZnO. De plus, un dispositif de remplacement du conducteur de chaîne est présenté, afin de dériver la distribution de potentiel et des pertes de puissance d'un parafoudre avec et sans anneaux de garde. À cet effet, les capacités parasites (capacités terre et capacités de couplage contre haute tension) du réseau sont issues de tests préliminaires approfondis en laboratoire. Les relations empiriques de similitude de thermodynamique connues sont utilisées, pour décrire les résistances de transfert de chaleur. Le problème électrothermique était résolu, par une procédure en deux étapes utilisant le programme de calcul de réseau NETOMAC. Dans la

première étape, consacré à calculer les distributions de potentiel sur quelques périodes électriques, puis en utilisant la distribution de perte de puissance résultante, comme paramètre d'entrée, pour calculer les températures des nouveaux éléments et de l'enveloppe du réseau thermique. Il suppose que la perte de puissance électrique ne change pas lors des calculs thermiques en fonction du point de fonctionnement pendant 10 s à 10 min. Le problème électrique est à nouveau résolu avec les températures mises à jour. La durée de calcul était prédéfinie par une heure. Les courbes d'échauffement et de refroidissement simulées sous tension alternative sont comparées aux courbes de température mesurées dans le cas d'un parafoudre avec une tension continue de 150 kV et montrent un bon accord.

Dans son travail, M. Serrano [2.19] propose un modèle qui combine les aspects électriques et thermiques et utilise l'analogie thermique-électrique en utilisant le logiciel ASTEC3. Il utilise la méthode nodale pour modéliser le parafoudre. Cette méthode consiste à discrétiser les trois parties de parafoudre (capôt supérieur, la partie centrale et le capôt inférieur) en un nombre fini d'éléments. Dans chaque partie, chacune des pièces est représenté par un nœud. Ces nœuds prennent en compte les caractéristiques électriques non-linéaires de la partie active (varistances ZnO), ainsi que leur dépendance non-linéaire en fonction de la température. Ce modèle est basé sur l'analogie thermique-électrique et donne la répartition de température sur l'ensemble du parafoudre aussi bien en régime permanent qu'en régime transitoire.

Afin de valider les résultats du modèle, un grand nombre d'essais a été effectué au laboratoire sur différents types de structures de parafoudres, utilisés dans les réseaux HT et MT. Le modèle ainsi développé peut être appliqué à toute étude à caractère thermique.

En particulier, il a été illustré qu'il était possible d'augmenter la quantité de chaleur évacuée en améliorant la conception de capôts des parafoudres ZnO.

2.4.1.2 Méthode des différences finies

Dans [2.20], Stockum utilise une approche numérique (approximation par différence finie), pour décrire les processus de transfert de chaleur, la conduction thermique dans les solides, la convection et le rayonnement dans l'entrefer, ainsi que la convection à l'extérieur de l'enveloppe isolante.

Dans ce modèle, le transfert de chaleur dans la direction axiale est négligé. En combinaison avec une fonction de perte de puissance déterminée empiriquement et dépendante de la température à tension constante, les processus d'échauffement a une perte de puissance

constante générée dans les varistances ZnO ainsi que les courbes de refroidissement lorsqu'ils sont excités avec la tension précédemment mesurée sont simulés et validés par rapport aux mesures.

Il conclut de ses résultats, que l'équivalent thermique ne se comporte de manière stable thermiquement que si, immédiatement après le processus d'échauffement, la puissance thermique transférée via l'entrefer est supérieure aux pertes électriques dans les varistances ZnO.

L'approche choisie par Stockum suppose que, la mesure séparée d'une fonction de la puissance dissipée pour toutes les tensions d'excitation à étudier, et qu'une distribution de potentiel linéaire sur les varistances ZnO est supposée.

Huang et al [2.21], ont mesuré et simulé les courbes d'échauffement et de refroidissement d'un parafoudre de 75 kV soumis à une tension alternative, comme dans [2.19], la méthode de différence finie est utilisée pour cela, mais ils ont pris en compte le transfert de chaleur radial et axial. La quantité de chaleur dégagée dans l'entrefer est calculée à l'aide d'un facteur de forme de rayonnement géométrique (pour deux cylindres concentriques), et d'un coefficient de transfert de chaleur par convection. Des coefficients de transfert de chaleur sont définis à l'extérieur de l'enveloppe pour l'émission de chaleur par convection et par rayonnement.

La densité de perte de la puissance au sein des varistances ZnO en fonction du temps est déterminée expérimentalement, et prise en compte comme paramètre d'entrée du modèle, sous la forme d'une source de chaleur, qui évolue dans le temps. À cet effet, il suppose que toutes les varistances ZnO ont la même densité de perte de puissance, ce qui est équivalent à l'hypothèse d'une chute de potentiel linéaire le long de la colonne ZnO. Une comparaison entre les profils de température mesurés et simulés dans le temps confirme l'application du modèle purement thermique pour les parafoudres simples avec de petites dimensions axiales.

Dans [2.22, 2.23], les résultats des simulations électrothermiques, basées à nouveau sur la méthode aux différences finies, sont présentés. Les modèles d'équivalents thermiques sont appliqués aux parafoudres ZnO complets. Les auteurs poursuivent l'objectif de réaliser divers tests définis dans les normes CEI et IEEE sur la voie de simulation. Certaines des courbes d'échauffement et de refroidissement présentées, sont comparées aux données des mesures effectuées au laboratoire et montrent un bon accord. Étant donné que, ni la modélisation du

modèle électrique ni le couplage des phénomènes physiques sont expliqués, l'aptitude des modèles qui y sont décrits aux problèmes de chute de potentiel non linéaire ne peut être déduite.

2.4.1.3 Méthode des éléments finis

Dans [2.24] et [2.25], les auteurs ont utilisé les logiciels Flux® 2D et COMSOL Multiphysics® pour étudier le comportement thermique des parafoudres (sans entrefer) moyenne tension pendant et après l'apport d'énergie avec des impulsions de courant élevé. Les deux publications décrivent des modèles FEM électrothermiques entièrement couplés.

Ducieux et al [2.24] résout le problème électro-quasi-statique dans le domaine fréquentiel, avec des grandeurs électriques purement harmoniques. La forme inharmonique du courant à travers les varistances ZnO est reconnue, mais négligée dans les simulations effectuées.

Dans [2.25], un solveur électro-quasi-statique dépendant du temps est utilisé, cependant, la caractéristique non linéaire des varistances ZnO est réduite, pour résoudre un problème linéaire, selon le point de travail étudié, avec une conductivité électrique constante. De plus, les résultats de la simulation montrent en grande partie des processus de refroidissement sans charge (c'est-à-dire sans tension), dans lesquels la simulation peut être limitée à la résolution du comportement purement thermique.

Zheng et al ont simulé dans [2.26], l'influence de la présence des dissipateurs thermiques et dans [2.27], l'influence du positionnement de ces dissipateurs sur le comportement de refroidissement et la stabilité thermique d'un parafoudre ZnO sans entrefer (d'un parafoudre moyenne tension). Le problème non linéaire est résolu avec un modèle FEM et un solveur électro-quasi-statique dans le domaine temporel utilisant un pas de temps adaptatif [2.28].

Le problème électrique est calculé en 1D et exclusivement sur l'axe de symétrie, et le problème thermique avec un modèle 2D axisymétrique, incluant le rayonnement et la convection aux interfaces entre solides et gaz.

La température de l'émission du gaz et la composante de rayonnement de chaleur sont prises en compte, en adaptant le coefficient de transfert de chaleur entre la partie active et l'intérieur de l'enveloppe. Le couplage électrothermique s'effectue via la température et la perte de puissance. À cet effet, le problème électrique et le problème thermique sont calculés l'un après l'autre en échangeant les paramètres de couplage [2.26]. La proportion de chaleur dégagée

par le rayonnement et la convection est estimée par des mesures antérieures [2.27], puis prise en compte dans le modèle en adaptant les paramètres des échanges thermiques.

En raison de la modélisation du champ électrique en 1D, l'approche utilisée dans les publications ne peut être utilisée, que si la taille du modèle permet de négliger l'influence des capacités parasites.

Dans [2.29], He et al, ont utilisé un modèle FEM, pour calculer le point de fonctionnement stable et la limite de stabilité thermique d'un parafoudre 220 kV directement encapsulé, soumis à différentes tensions d'excitation et températures ambiantes. Un réseau de neurones artificiels (KNN) est utilisé, pour calculer la perte de puissance des varistances ZnO à différentes tensions. La caractéristique P-U ajustée des varistances ZnO est obtenue et est validée par rapport aux données de mesure.

Dans [2.30], Zeller et al ont modélisé un parafoudre à couler directe aux dimensions d'un équivalent thermique. Afin de déterminer la limite de stabilité thermique du parafoudre, les auteurs ont utilisé une approche électrothermique entièrement couplée sous environnement FEMLAB. À cet effet, le champ électrique stationnaire est couplé au modèle de diffusion de chaleur stationnaire, via le taux d'échauffement électrique.

Plusieurs simplifications sont nécessaires pour parvenir à une convergence du problème initialement non linéaire. Celles-ci, incluent l'hypothèse d'une conductivité constante en fonction du point de fonctionnement, une distribution de température homogène directement calculée après l'apport d'énergie et une modélisation de la convection libre à l'extérieur de l'enveloppe au moyen de coefficients de transfert de chaleur. Sur la base d'une comparaison entre la température immédiatement calculée après l'apport d'énergie et la température maximale en régime établi, le comportement thermique supplémentaire est conclu comme étant stable ou instable. Pour les modèles de parafoudres plus grands, l'approche choisie ne convient pas, en raison du manque de considération des distributions de température asymétriques et des processus de compensation de chaleur attendus, qui peuvent encore conduire à un chauffage, même après un comportement de refroidissement initial.

Dans [2.31], un modèle FEM et un solveur électro-quasi-statique dépendant du temps sont choisis, pour étudier le potentiel et la distribution de champ des parafoudres à ultra-haute tension à commande externe. Les dispositifs de parafoudre à plusieurs colonnes et parfois à plusieurs phases sont modélisés en 3D, prennent en compte les caractéristiques des matériaux

capacitifs et résistifs de tous les composants. Une conception avec des condensateurs de commande externes est comparée à une commande de potentiel classique utilisant des anneaux de commande. Un calcul électrothermiquement couplé n'est pas effectué.

Dans [2.32], les auteurs ont utilisé une approche quasi harmonique pour la solution du problème électrique, et un solveur dépendant du temps pour le problème thermique pour calculer la distribution de la température d'un parafoudre ZnO isolé au gaz après 5 heures à l'aide de COMSOL Multiphysics®,

Au lieu de considérer la dépendance du champ par rapport au temps, une conductivité électrique effective des varistances ZnO est dérivée des mesures, de sorte que les pertes électriques simulées sont les mêmes que les pertes électriques mesurées. La conductivité électrique est stockée en tant que fonction ajustée en fonction de la température du matériau et de la valeur de crête de l'intensité du champ électrique, et la permittivité électrique est stockée en tant que fonction ajustée purement dépendante de la température.

La partie convective du transfert de chaleur dans l'entrefer entre la partie active et l'enveloppe est déterminée au moyen de calculs de flux utilisant une approximation de Boussinesq [2.33]. Afin d'adapter les temps de calcul inadéquats d'une simulation entièrement couplée, causés par les constantes de temps électriques et thermiques très différentes, les deux sous-problèmes sont résolus séparément, avec une distribution recalculée de la densité de perte de puissance comme paramètre d'entrée du problème thermique est effectué. Un coefficient de transfert de chaleur constant avec des valeurs dans la plage de 5 à 10 W / (m · K) est défini, pour prendre en compte le transfert de chaleur par convection, sur la paroi extérieure d'enveloppe. Selon les auteurs, les résultats de la simulation ont été comparés aux données expérimentales et ont donc montré une bonne adéquation. L'approche quasi-harmonique décrite ne convient pas aux modèles de parafoudre avec des dispositions de terre plus complexes, car le courant inharmonique doit être correctement calculé afin de reproduire les allures de potentiels. En plus de l'utilisation d'un solveur dépendant du temps et de la conductivité réelle des varistances ZnO, avec des intensités de champ maximales croissantes, cela comprend l'utilisation d'une permittivité relative dépendante du champ supplémentaire. Au fur et à mesure que les températures du modèle augmentent, une erreur croissante peut être attendue dans le modèle présenté, en raison du fait que l'émission de chaleur par rayonnement n'est pas prise en compte.

Seyyedbarzegar et al. [2.34] ont utilisé un modèle FEM similaire à celui dans [2.32], avec une solution dépendante de la fréquence du problème électrique et un réglage adaptatif de la perte de puissance dans chaque varistance ZnO. Un système adaptatif d'inférence neuro-floue (ANFIS [2.35]) est utilisé dans la plage de courant de fuite pour estimer la perte de puissance, ou un modèle IEEE dépendant de la fréquence dans la plage de courant élevé [2.36]. Les simulations et les tests CEI sont effectués sur un parafoudre moyenne tension directement encapsulé et montrent un bon accord avec les mesures infrarouges effectuées sur les températures de surface au laboratoire. Outre la prise en compte de la chaleur rayonnante sur la surface extérieure, les mêmes restrictions concernant l'adéquation du modèle aux modèles des grands parafoudres était appliqué.

M. Flaviu et al [2.37] ont proposé comme première solution, une technique d'installer en parallèle deux varistances au lieu d'une varistance. Cette solution a un intérêt apparue dans le couplage thermique des deux varistances par conduction thermique, ce qui conduirait à l'égalisation des températures des deux varistances et conduirait à la limitation forcée des courants par les varistances. Cette technique basée sur l'égalité des masses des deux varistances, $mv_1 = mv_2$ et la chaleur spécifique $cv_1 = cv_2$, réduit à la moitié la différence de la température. Le couplage thermique est essentiel car, en son absence, la varistance qui a la tension de seuil la plus basse (si elle n'est pas identique) absorbera l'essentiel de l'énergie de choc, ce qui conduit à son surchauffement. Le couplage thermique tente de forcer un chauffage identique [2.38].

Pour modéliser le transfert de chaleur dans le cas des deux configurations, en utilisant FLUX 2D, qui est un logiciel dédié aux éléments finis, adapté à ce type d'applications, à symétrie cylindrique [2.38]. L'analyse de la stabilité thermique des deux géométries est effectuée :

- pendant le régime permanent (stable) ;
- pendant le régime transitoire (lors de l'application d'une impulsion).

Une solution simple qui peut être utilisée pour augmenter la stabilité thermique des varistances intégrées dans les parafoudres consiste en leur connexion en parallèle.

Dans ce cas, s'ils sont placés séparément et que leurs caractéristiques électriques sont très différentes, il existe un risque que seule la varistance qui a une tension de blocage plus faible supporte toute l'impulsion. Par conséquent, les varistances connectées en parallèle

doivent être forcées à agir le plus simultanément possible, et également reprendre l'énergie résultant de l'application de l'impulsion de tension.

Cette solution technique n'est pas si utile en régime permanent, principalement parce que chaque varistance perd une surface latérale de dissipation thermique. Ce n'est pas si dangereux, et cela pourrait être compensé en augmentant la surface latérale de la jonction de masse supplémentaire.

Le principal domaine d'application est le marché des parafoudres basse tension, principalement lorsqu'on réfléchit aux exigences obligatoires qui pourraient être introduites pour les dispositifs de protection basse tension à l'intérieur de toutes les installations domestiques.

2.4.2 Propriétés thermiques de l'enveloppe des parafoudres ZnO

La colonne de varistances ZnO est logée à l'intérieur d'une enveloppe en porcelaine ou en matériau synthétique. Celle-ci est une barrière à l'échange thermique entre le milieu intérieur et extérieur du parafoudre, de telles sortes limiter leur refroidissement quand elles sont soumises continuellement à leur tension de service [2.41, 2.42].

Jin-Liang He et al [2.42] ont étudié les propriétés thermiques ensemble solide polymère isolant d'un parafoudre ZnO 220 kV et les ont analysé par FEM. La dispersion de chaleur de l'enveloppe est déterminée par la convection naturelle et le rayonnement de la surface de polymère.

He et al ont pris en compte la dissipation thermique sur la surface de l'enveloppe avec un coefficient de transfert thermique. Les points de fonctionnement stables calculés montrent un bon accord avec les résultats des mesures. La méthode présentée est basée exclusivement sur l'évaluation des caractéristiques PU des parafoudres examinés. La distribution du potentiel électrique n'est pas calculée. Cela signifie que des charges électriques localement différentes ne peuvent pas être prises en compte.

2.4.3 Influence de la température sur des caractéristiques de la colonne ZnO

Le but de l'étude publié [2.43] est de déterminer les effets de la variation de la température sur les caractéristiques des éléments ZnO. Ils ont chauffé la première fois des

éléments de ZnO à des températures différentes et puis ils ont examiné 50% de la tension de contournement a une caractéristiques U-t. Afin d'étudier la caractéristique U-I, les courants d'impulsion 8/20 μ s-2,5kA et 4/10 μ s-8kA ont été appliqués à chaque température. En conclusion, pendant le chauffage de test V-I, les courants augmentés avec l'augmentation de la température de chauffage, tandis que les caractéristiques V-t de 50 % tension d'impulsion de contournement ne variaient pas beaucoup même après le chauffage des éléments ZnO. Cependant, pendant le chauffage, les couches limites qui absorbent l'énergie de surtension ont été considérablement influencées par la température de chauffage. Cela indique que les coups de foudre multiples diminuent ou cassent facilement les performances d'isolation des parafoudres ZnO.

2.4.4 L'influence des courants de fuite sur les propriétés thermiques et électriques de la colonne ZnO

Su-Bong Lee et al [2.44] ont présenté les caractéristiques thermiques et électriques des blocs du parafoudre ZnO sous tension alternative. Les courants de fuite dans les varistances ZnO ont été mesurés sur une période de temps. La température des profils des varistances ZnO a été observée par une caméra infrarouge. Dans les essais d'emballage thermique, les auteurs ont observé que la température des varistances ZnO augmente progressivement et que la température des éléments du milieu est plus élevée par rapport à celle des éléments des deux extrémités.

Les résultats peuvent être résumés comme suit. La dégradation et le phénomène d'emballage thermique des varistances ZnO sont étroitement liés à la température limite de ces derniers. En d'autres termes, leur dégradation dépend du de courant de fuite et de leur température.

2.5 Absorption d'énergie thermique

Afin de remplir leur mission en tant que composant central de la coordination de l'isolation des réseaux électriques, les parafoudres doivent être capables d'absorber de grandes quantités d'énergie électrique sans être endommagés. Une distinction est faite entre la capacité d'absorption d'énergie impulsionnelle et la capacité d'absorption d'énergie thermique d'un parafoudre.

2.5.1 Capacité d'absorption d'énergie impulsionnelle

C'est la référence à la capacité d'un parafoudre ZnO d'absorber l'énergie d'une surtension, sans que ses varistances ne subissent de dommages électriques ou mécaniques directs, est donc elle est déterminée exclusivement par les varistances ZnO utilisées. Ce problème a été étudié dans [2.45, 2.46] pour le cas de décharges impulsionnelles uniques et dans [2.47] pour le cas de plusieurs décharges impulsionnelles successives.

2.5.2 Capacité de dispersion de la chaleur

Elle décrit la capacité d'un parafoudre à rester thermiquement stable après un processus de décharge réussi, combinée à une augmentation de la température et de la puissance des varistances ZnO, lors de l'application de tension de fonctionnement et à se refroidir à la température de fonctionnement avant un nouvel événement de surtension. C'est une caractéristique de la conception des parafoudres et n'est que partiellement déterminée par les varistances ZnO utilisées [2.4].

Dans son travail, [2.48] détermine la capacité de dispersion de la chaleur du parafoudre, directement des caractéristiques de sa stabilité thermique, qui est mesurée par la constante de temps de dispersion de chaleur. La courbe de dispersion de chaleur peut être approximativement décrite comme une fonction exponentielle du temps :

$$T(t) = (T_o - T_a) \exp\left(-\frac{t}{\tau_{th}}\right) + T_a \quad (2.1)$$

Le temps correspondant au temps $t = \tau_{th}$, est défini comme étant la constante de temps de dispersion de la chaleur.

2.6 Notion de stabilité thermique du parafoudre ZnO

Lorsque la tension de fonctionnement est appliquée au parafoudre ZnO, une perte de puissance électrique est convertie dans sa partie active en deux parties. Une partie dissipée sous forme de flux de chaleur vers l'environnement et une autre partie de chaleur dissipée entraîne une augmentation de la température dans les varistances ZnO. Cette compensation thermique est complète lorsque tous les dispositifs de stockage de chaleur sont chargés et que la perte de puissance électrique est en équilibre avec la chaleur dissipée du parafoudre.

En dehors des effets à long terme tels que le vieillissement, le parafoudre est maintenant dans un point de fonctionnement stable T_{st} (figure 2.4), ne subit que de petits changements de température en fonctionnement normal, en raison des fluctuations de tension et des influences atmosphériques. Si un événement de surtension transitoire se produit, dans lequel le parafoudre transporte un courant de fuite élevé, la partie active se réchauffe soudainement. La perte de puissance électrique d'un fonctionnement ultérieur, avec la tension de fonctionnement est toujours présente, est considérablement augmentée en raison du coefficient de température positif de la conductivité électrique des varistances ZnO. Tant que la chaleur dégagée dépendante de la température, dans le nouvel état est supérieure à la perte de puissance électrique, on parle d'un état stable. Le parafoudre se refroidit et revient à son point de fonctionnement stable. Si cette condition n'est plus remplie, on parle d'un état instable, qui conduirait à un échauffement supplémentaire et finalement à la destruction du parafoudre.

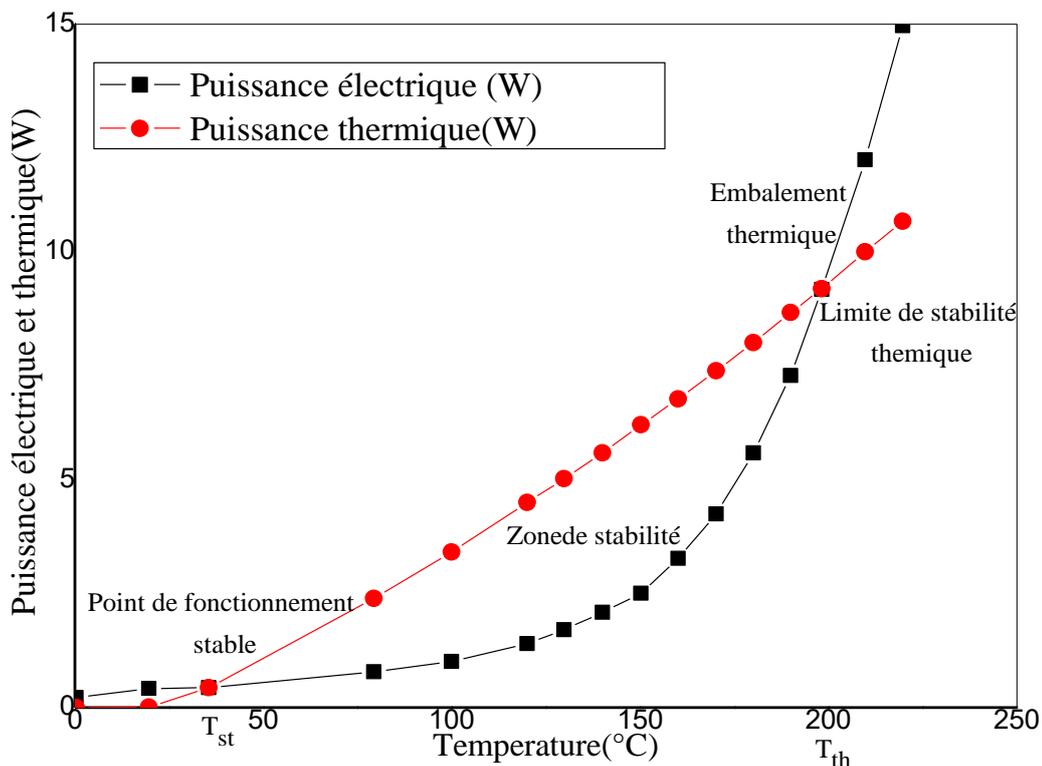


Figure 2.4 Représentation schématique de la stabilité thermique des parafoudres ZnO.

L'intersection des deux courbes caractéristiques, qui marque la transition de l'état stable à l'état instable, est appelée limite de stabilité thermique (T_{th} sur la figure 2.4).

Si les températures du parafoudre sont connues avant et après l'apport d'énergie et si l'on suppose une distribution de température approximativement homogène dans les résistances ZnO, l'énergie thermique W_{th} saisie lors du processus de dissipation est calculée avec l'expression suivante :

$$W_{th} = V_l \int_T C_p dT \quad (2.2)$$

où V_l est le volume, T est la température et C_p est la capacité thermique spécifique dépendante de la température des varistances ZnO. Si les températures moyennes des conducteurs sont définies comme limites d'intégration dans l'Eq. (2.2), au point de fonctionnement stable T_{st} et à la limite de stabilité thermique T_{th} , il est obtenu essentiellement l'énergie thermique maximale (la capacité d'absorption d'énergie thermique), qui peut être entrée au parafoudre. Cependant, la capacité d'absorption d'énergie garantie par le constructeur sera testée selon les valeurs standards les plus faibles, compte tenu des surtensions temporaires et des mesures de sécurité.

Les méthodes d'étude de celle-ci se basent toutes sur le diagramme d'équilibre thermique.

En effet, pour obtenir la stabilité thermique, l'équilibre entre la puissance produite et la chaleur évacuée vers le milieu extérieur doit être vérifiée à la chaleur générée P , qui peut s'exprimer par :

$$P = P_0 e^{\frac{E_c}{\sigma_B T}} \quad (2.3)$$

Où

E_c : Énergie d'activation

σ_B : Constant de Boltzmann

T : Température

P_0 : Facteur dépendant de la tension et des dimensions de l'élément.

Près des équilibre la dissipation de la chaleur peut être exprimée par :

$$Q = Q_0(T - T_0) \quad (2.4)$$

Où

T : Température absorbé par l'élément

T_0 : Température ambiante.

Q_0 : Facteur de dissipation thermique

On montre schématiquement, dans la figure (2.5), les courbes P et Q en fonction de la température T [2.49, 2.50, 2.51]. D'après cette figure, on peut estimer la capacité de décharge d'énergie d'une varistance constituant le parafoudre à partir de l'intersection des courbes $P(T)$ et $Q(T)$.

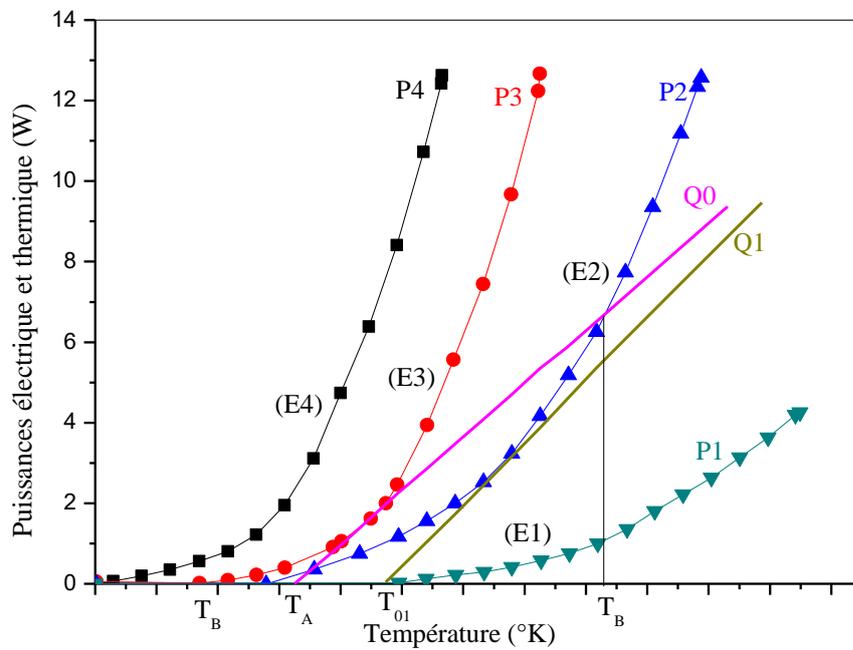


Figure 2.5 Variation de P et Q en fonction de la température [2.51].

Deux points sont alors candidats. Le premier est le point inférieur noté A, qui correspond à la température de fonctionnement stable noté T_A . Ce point est appelé limite inférieure de stabilité. Le second est le point supérieur noté B auquel correspond une seconde température de fonctionnement stable noté T_B . Ce point est appelé la limite supérieure de stabilité. En ces deux températures l'équilibre thermique est assuré.

La température initiale des éléments de parafoudre est toujours proche si non égale à T_{st} . Si maintenant, pour une raison ou une autre, il arrive que cette température s'élève (cas d'écrtage de surtension par exemple) tout en restant inférieur à la limite supérieur T_B , le parafoudre est capable de se refroidir et par suite reprendre son état stable (T_A).

Au-delà de la limite supérieure (point B), le parafoudre ne sera plus en mesure de dissiper toute la chaleur produite et fonctionnera donc en régime instable, ce qui a pour conséquence de l'accroissement des pertes dans la céramique ZnO et par suite la possibilité que le parafoudre s'emballe thermiquement (destruction).

On peut constater à partir de la figure (2.4), qu'en changeant la température ambiante ou la tension appliquée (champ appliqué), on peut avoir d'autres valeurs pour cette marge de température ($T_B - T_A$), et donc cette valeur n'est pas unique.

Pour une certaine température ambiante T_0 , la capacité maximale de décharge est estimée par [2.52]

$$E_d(T_0) = mC_{Tm}(T_B - T_A) \quad (2.5)$$

C_{Tm} : Capacité thermique par unité de masse : 0.54 J/g/°C

m : Masse de l'élément

Cette partie explique comment calculer la capacité d'absorption d'énergie thermique d'un parafoudre ZnO lorsqu'on connaît son point de fonctionnement stable et sa limite de stabilité thermique. En conséquence, plus les valeurs sont élevées, plus les deux points caractéristiques mentionnés sont éloignés. Dans le cas de parafoudres ZnO très longs, un décalage du point de fonctionnement stable vers des températures plus élevées et donc une réduction de la capacité d'absorption d'énergie thermique doivent être attendu en raison du potentiel injecté et de la répartition asymétrique de la température.

2.7 Notion de stabilité dynamique des parafoudres ZnO

La stabilité dynamique des parafoudres ZnO peut être discutée sur la base du digramme de l'équilibre thermique de la figure (2.4).

Comme dit précédemment, il existe une certaine marge ($T_B - T_A$) dans laquelle le parafoudre est stable. Donc, nous pouvons dire que le parafoudre est stable, si l'augmentation

instantanée de la température ΔT reste inférieure à la différence de température entre le point B et A de la figure (2.6). En d'autres termes ;

$$\Delta T < T_B - T_A \quad (2.6)$$

Tominaga et al, présente les variations de la condition exprimé dans l'Éq (2.6) pour différentes valeurs de ΔT (figure. (2.6)). Si $\Delta T = 0^\circ C$, on parle de stabilité statique.

Bien sûr, la différence $T_B - T_A$ dépend, rappelons-le, de la température ambiante T_0 et de la contrainte appliquée.

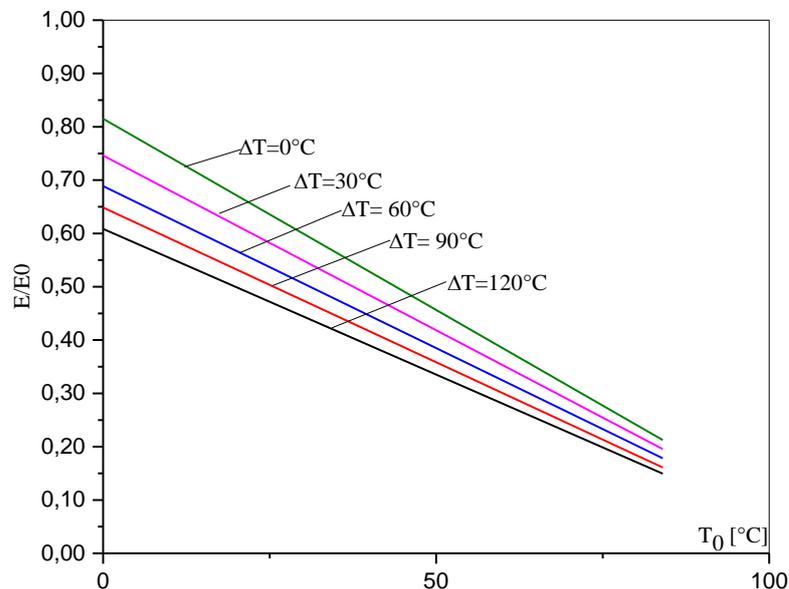


Figure 2.6 Condition critique de la stabilité dynamique après absorption de choc [2.49].

2.7.1 Emballement thermique des parafoudres ZnO

L'emballement thermique est le phénomène où le parafoudre fonctionne au-delà de la limite supérieure de stabilité thermique (point B) et conduira, dans la majorité des cas, à sa destruction si des mesures de sécurité ne sont pas immédiatement prise. Toutefois, plusieurs facteurs influent d'une autre sur la position de ce point B parmi lesquels, la température ambiante. L'analyse de la formule (2.3) permet de conclure que l'augmentation de la température ambiante T_0 , fait augmenter Q et par suite la capacité de décharge du parafoudre [2.49, 2.50].

2.7.2 Vieillessement et dégradation du parafoudre

Le vieillissement des éléments de parafoudre (varistances) peut résulter en une diminution dans la puissance consommée pour certains produits et/ou en une augmentation pour d'autres. La dégradation due aux contraintes thermiques est normalement causée par l'effet d'une décharge de surtension à haute énergie, qui se traduit par une augmentation de la température des varistances ZnO. En outre, l'effet du rayonnement solaire et de la pollution de l'environnement sur le boîtier du parafoudre peut également contribuer à la dégradation effectuée thermiquement. Pendant ce temps, la dégradation due aux contraintes électriques est normalement causée par les effets de la décharge de foudre, du fonctionnement de commutation et des surtensions temporaires. Une dégradation supplémentaire peut endommager les varistances ZnO, qui peuvent être déterminées à partir de fissures sur la surface ZnO ou de surfaces défectueuses en raison de contraintes élevées. Les modes de défaillance des varistances ZnO peuvent être classés en emballement thermique, fissuration physique et perforation électrique [2.53].

Le mode de défaillance dû à l'emballement thermique peut être étudié à travers la relation entre la génération de chaleur et la dissipation thermique de l'élément ZnO. La puissance consommée augmente selon la loi présentée en [2.36] :

$$\log \frac{P}{P_i} = a\sqrt{t} + b_c \quad (2.7)$$

Ou P_i et b_c : Constantes ; t : Temps

Le phénomène est activé thermiquement selon la loi d'Arrhenius Dakin :

$$a = a_0 e^{-W_c/KT} \quad (2.8)$$

Avec :

a_0 : Constante qui dépend du matériau

W_c : Énergie d'activation

La dégradation dans les parafoudres fait augmenter le courant de fuite et par suite la puissance générée, ce qui a pour conséquence le déplacement du point A, aux températures plus élevées et le parafoudre se dégrade plus. Donc, le vieillissement a pour effet d'engendrer un nouveau point de fonctionnement qui va évoluer jusqu'à ce que les deux limites de stabilité

(point A et B) soient confondues et le parafoudre ne peut plus dissiper l'énergie produite (destruction).

2.8 Condition critiques de l'emballlement thermique

Lors d'un événement d'absorption d'énergie de pointe, la température des varistances ZnO peut dépasser la limite de température maximale admissible. Par la suite, la contrainte continue de la tension de fonctionnement normale (tension alternative) augmente avec le courant de fuite, provoquant ainsi la génération de plus de chaleur. Une température élevée des varistances ZnO entraînera un déséquilibre thermique de l'ensemble du parafoudre, et donc un emballlement thermique. Donc, il existe une valeur critique du champ appliqué pour lequel l'emballlement thermique aura lieu. En effet, pour une température ambiante T_0 et pour cette valeur du champ. Les courbes $P(T)$ et $Q(T)$ coïncidence en un seul point, en d'autres termes les points A et B de la figure (2.6) sont confondus.

Dans ces condition, Tominaga et al [2.49] ont évalué analytiquement les valeurs critiques de la température et de la puissance générée P et ceci en égalisant les puissances d'entrée et de sortie ainsi que leurs dérivées ; C'est-à-dire :

$$P = Q \quad (2.9)$$

Et

$$\frac{\partial P}{\partial T} = \frac{\partial Q}{\partial T} \quad (2.10)$$

En résolvant ces équations les auteurs trouvent :

$$T^* - T_0 = T_0 \left(\frac{\sigma_B T_0}{W_c} \right) \left(1 + \frac{2\sigma_B T_0}{W_c} \right) \quad (2.11)$$

et

$$P^* = \frac{4\lambda T_0}{D_m} \left(\frac{KT_0}{W_0} \right) \left(1 + \frac{2KT_0}{W_c} \right) \quad (2.12)$$

Avec, T_0 : valeur critique de la température

P^* : Valeur critique de puissance générée

λ : Coefficient de dissipation de chaleur

D_m : Diamètre de l'élément

2.9 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présentés une recherche bibliographique des travaux dans la littérature qui ont étudié le phénomène électrothermique dans le parafoudre ZnO, en vue savoir les démarches de base de ses études, les techniques mathématiques ou expérimentales et les résultats obtenus dans chaque cas. Différentes approches ont été présentées, qui ont simulé le comportement en température stationnaire et transitoire d'un parafoudre ZnO avec des succès très différents. Malgré les approches de simulation partiellement validées avec succès, les efforts précédents se sont principalement limités à des simulations de petites structures de parafoudres, dans lesquelles les distributions asymétriques n'avaient pas à être prises en compte en raison de l'influence négligeable des capacités parasites. En outre, ce synthèse des travaux nous a permis d'identifier les contraintes dues aux conditions climatiques particulièrement la température, les paramètres les plus importants qui interviennent dans le phénomène électrothermique.

Chapitre 3

*Comportement
électrique des
parafoudres ZnO*

3.1 Introduction

Ce chapitre est destiné à la présentation générale de comportement électrique du parafoudre ZnO. Il permettra d'effectuer l'étude des paramètres électriques non-linéaires, où la dépendance au champ et à la température de la conductivité électrique ainsi que la permittivité électrique des matériaux ZnO est pris en considération, pour la compréhension et la modélisation des varistances ZnO.

Pour atteindre cet objectif, un minimum d'hypothèses ou approximations sera considéré quant à la prise en compte des multiples phénomènes physiques (d'ordre électrique, thermique ou mécanique...).

La première étape consiste l'analyse de caractéristique électrique non-linéaire U-I d'un parafoudre ZnO et le mécanisme de passage des courants de fuites à travers le parafoudre ZnO, selon la nature de courant (capacitif ou résistif) près de la zone non-linéaire.

Une fois que le schéma électrique équivalent des varistances ZnO est représenté, cela facilitera le traitement de la conductivité et permittivité électrique, et montre l'influence d'une densité de courant dépendante du champ électrique. En se basant sur des approches théoriques décrites dans la littérature. Dans la plage de courant élevé, l'énergie magnétique peut être négligée par rapport à l'énergie électrique, de sorte qu'une approximation électro-quasi-statique (EQS) est capable de démontrer le comportement capacitif-résistif d'un parafoudre ZnO. En raison des caractéristiques du matériau fortement non linéaires d'une varistance ZnO, l'allure de courant calculé avec une intensité de champ croissante devient de plus en plus inhomogène s'écartant de sa forme sinusoïdale. L'approche EQS est supposée, dans toutes les zones de la courbe U-I, au lieu que le courant devienne de plus en plus inharmonique avec l'augmentation de l'intensité du champ à travers une varistance ZnO, un courant est plutôt harmonique.

3.2 Caractéristiques électriques U-I des parafoudres ZnO

La caractéristique la plus importante d'un parafoudre ZnO est sa caractéristique tension-courant fortement non-linéaire. Cet élément de protection agit comme un isolant en fonctionnement normal, lorsque la tension de réseau est appliquée.

Par contre, en régime de surtension la résistance chute subitement permettant à un fort courant de circuler, vers la terre. Les tensions entre ces états de fonctionnement se distinguent

par un facteur de deux à trois. Les parafoudres ZnO doivent ces propriétés non linéaires aux résistances ZnO de sa partie active.

La caractéristique U-I de l'ensemble du parafoudre ZnO peut être représentée simplement par sa caractéristique de ses varistances ZnO [3.1]. Pour valider cette représentation, l'auteur suppose, que la tension chute linéairement sur toute la longueur du parafoudre, et lorsque les dépendances en fonction de la température sont incluses, que toutes les varistances ZnO ont la même température. Dans la zone de courant de fuite, les deux conditions ne sont satisfaites que, si le parafoudre ne présente aucune distribution asymétrique de potentiel et de température, ainsi que l'influence du refroidissement local par les dissipateurs thermiques est négligée.

Pour la zone active, la représentation est suffisamment précise, dans le cas de l'influence négligeable des capacités parasites et de la faible dépendance à la température. La figure 3.1 montre une courbe caractéristique créée à l'aide de cette procédure dans une représentation semi-logarithmique.

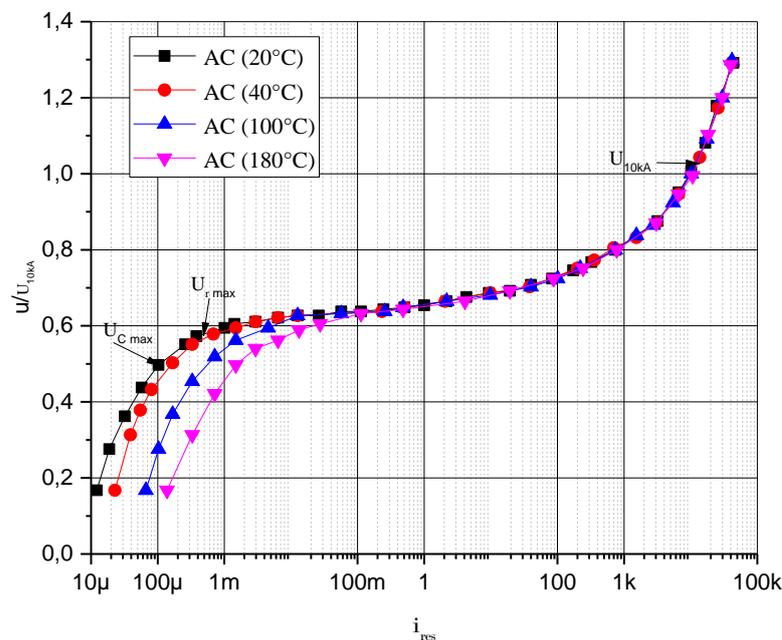


Figure 3.1 Représentation schématique de la caractéristique U-I d'un parafoudre ZnO

Dans la figure 3.1, la valeur de crête de la tension est tracée par rapport à la tension résiduelle de 10 kA du parafoudre. Habituellement, les valeurs de tension caractéristiques mentionnées sur la plaque signalétique d'un parafoudre sont indiquées sur la figure 3.1, et doivent être décrits conformément à leur définition dans [3.2].

La tension de fonctionnement continu U_c est la valeur la plus élevée de la tension de fréquence de fonctionnement qui peut être appliquée en continu entre les connexions du parafoudre sans restrictions. La tension nominale U_r est supérieure de 25% à la tension continue de tous les fabricants et indique la tension la plus élevée à laquelle le parafoudre peut fonctionner pendant au moins 10 s. Il doit contrôler le comportement du parafoudre en cas de surtensions temporaires et se situe dans la plage de tension de claquage U_B . La tension permanente et la tension nominale sont utilisées comme tensions d'essai, dans les essais de type du parafoudre ou en sont dérivées. Si la tension est encore augmentée, le courant augmente rapidement selon une loi de puissance, les parafoudres ZnO présentent une caractéristique tension-courant fortement non linéaire (Fig.3.1), selon l'Eq (3.1) : [3.3, 3.4].

$$I = k_a V^\alpha, \quad \alpha > 1 \quad (3.1)$$

Où,

I : Courant traversant le parafoudre,

V : Tension aux bornes du parafoudre,

α : Coefficient de non-linéarité (mesure de non-linéarité).

k_a : Constante dépend du type de parafoudre.

La valeur α détermine la caractéristique U-I non-linéaire ; Les parafoudres modernes ont des valeurs comprises entre 25 et 80. La caractéristique U-I dans la zone de forte conduction doit être déterminée à l'aide de mesures effectuées avec de brefs courants d'impulsion (onde de forme 8/20 μ s), afin d'éviter des effets tels que l'échauffement des varistances. De plus, l'intervalle entre les surtensions consécutives dans le laboratoire doit être suffisamment long pour permettre à la varistance de revenir à la température ambiante avant l'application d'une nouvelle surtension [3.5]. Les données et les mesures indiquent un comportement dynamique (fig.3.1). La tension résiduelle du parafoudre dépend de la forme d'onde de surtension et augmente lorsque le temps de front de courant diminue [3.4 - 3.6]. Cette augmentation de la tension résiduelle pourrait atteindre environ 6%, lorsque le temps de front du courant de décharge est réduit de 8 μ s à 1,3 μ s [3.6 - 3.9].

3.3 Courant de fuite

C'est un courant circulant dans le parafoudre lorsqu'il est alimenté sous sa tension maximale de régime permanent. Il est défini comme étant le courant traversant la varistance dans les conditions normales d'utilisation. Il se mesure pour une valeur de tension de seuil $\frac{U_s}{2}$. Ce courant est associé à la perte d'énergie du système et par conséquent avoir la valeur la plus faible possible de l'ordre de 10^{-6} A/cm² [3.10].

Le courant de fuite traverse généralement le parafoudre ZnO dans des conditions de fonctionnement normales. C'est l'un des facteurs qui contribuent à la dégradation des parafoudres, et par conséquent, il est très important de surveiller l'état du parafoudre. Puisque, le comportement du courant de fuite dans un parafoudre ZnO en fonctionnement normal, sous différentes amplitudes de tension, humidité et conditions de pollution a été analysé par nombreuses études dans la littérature [3.11]. Par conséquent, le courant de fuite est un lié à l'élévation de la température des varistances ZnO et il est sensible à la distribution de la tension de la partie active [3.12].

3.3.1 Chemins de courant de fuite

En raison de la structure microscopique d'une varistance ZnO, un grand nombre de chemins de courant est possible. Cela est dû essentiellement au nombre différent de joints de grains existant entre les deux faces d'extrémité. Chaque chemin de courant a sa propre tension de claquage, en fonction du nombre de joints de grains traversés. D'un point de vue électrique, cet état s'exprime par la tendance de la varistance pour tracer un chemin d'impédance (résistance) minimum [3.13]. Dans la zone quasi-linéaire inférieure de la courbe de caractéristique, dans laquelle la tension de claquage n'a pas encore été atteinte, le courant capacitif approximativement homogène parcourt la varistance ZnO.

À l'augmentation de la tension, les chemins de courant individuels sont alors initialement actifs, avec une augmentation supplémentaire de la tension, le nombre de chemins de courant actifs augmente aussi. Uniquement dans la zone d'extrémité quasi-linéaire de la caractéristique, au-dessus de la tension de claquage, un courant résistif homogène traverse toute la varistance ZnO [3.14]. Si cette tension est présente, seul un petit courant de fuite capacitive à prédominance traverse le parafoudre, dont la valeur de crête capacitive se situe dans la plage de 1 mA, tandis que la valeur de crête résistive n'est que de quelques 10 μ A.

Cette approximation simplifiée peut souvent être considérée comme suffisante pour les parafoudres de faible hauteur. Avec de très grandes structures de parafoudre, la dépendance de la permittivité relative des deux paramètres mentionnés ne peut plus être négligée. En particulier, si les anneaux de garde sont supprimés, une permittivité constante entraîne de grandes erreurs dans la simulation de la distribution de température en régime permanent d'un parafoudre.

3.3.2 Modèle électrique équivalent simplifié de la varistance ZnO

Sur la base de ce qui précède, les parafoudres ZnO ne peuvent pas être représentés uniquement par une résistance non linéaire, car leur réponse dépend de l'amplitude et de la vitesse de montée de l'impulsion de surtension. Les parafoudres ZnO se comportent différemment pour différentes formes d'onde de surtension, en fonction à chaque fois du pic et de la pente de la surtension. Plusieurs modèles ont été proposés dans le but de prédire le comportement réel du parafoudre. Les modèles existants [2.47, 2.50, 3.15] diffèrent dans la procédure d'estimation des paramètres, mais tous sont suffisamment efficaces pour simuler le comportement dépendant de la fréquence des parafoudres [3.15].

La figure 3.2, montre la microstructure d'une varistance ZnO avec les grains de ZnO individuels (gris), et les joints de grains entre les grains (blanc) à gauche, ainsi qu'un schéma de circuit équivalent simplifié résultant, pour la varistance ZnO entière sur la droite. La résistance totale des grains (grains) est donnée par R_g , la caractéristique électrique des joints de grains (couches intergranulaires) représenté par la connexion parallèle d'une varistance R_{int} et d'une capacité C_{int} .

Selon la figure 3.2, le courant de fuite total traversant une résistance ZnO est composé d'une composante résistive et l'autre capacitive ($I_{tot} = I_{res} + I_{cap}$). En outre, dans toute la plage de courant de fuite, la résistance des grains a une valeur négligeable par rapport à la résistance des joints de grains ($R_g \ll R_{int}$), qui explique la quasi-totalité de la chute tension U à travers les joints de grains.

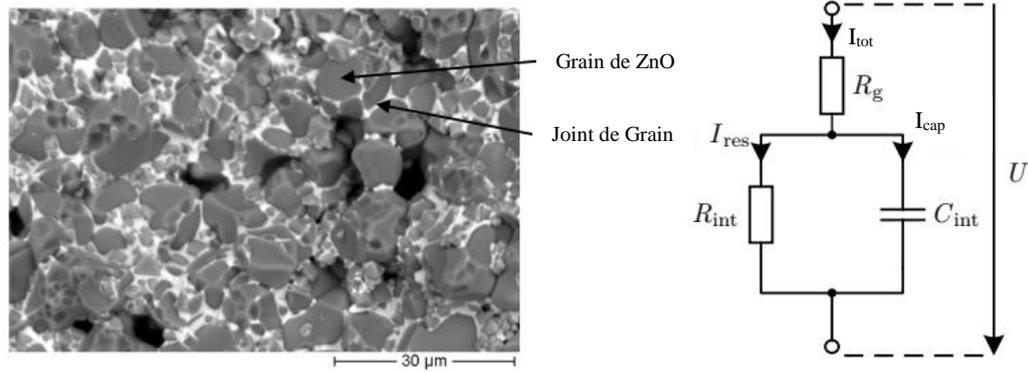


Figure 3.2 Image au microscope électronique d'une varistance ZnO et son schéma de circuit équivalent simplifié [2.47].

L'intensité du champ est donnée dans l'équation (3.2),

$$E = \frac{U}{h} \quad (3.2)$$

Sachant que la densité de courant peut être déterminée par :

$$J = \frac{I}{A} \quad (3.3)$$

Où

h : Hauteur

A : Surface de la varistance ZnO

En supposant que la densité de courant est répartie de manière homogène dans la varistance ZnO, L'expression entre le champ et cette densité de courant peut être dérivé. Et est donnée par :

$$J_{tot} = J_{res} + J_{cap} = \sigma E + \frac{d(\epsilon_0 \epsilon_r E)}{dt} \quad (3.4)$$

Les paramètres à déterminer savoir, la conductivité électrique σ et la permittivité relative ϵ_r , changent de valeur avec l'intensité du champ électrique, la température et la fréquence [2.32]. Dans ce travail, seules des investigations avec des tensions alternatives de fréquence de fonctionnement ont été effectuées, la fréquence est maintenue constante

à $f = 50\text{Hz}$, la validité des courbes caractéristiques dérivées $\sigma(E, T)$, $\epsilon_r(E, T)$ est donc limité à des tensions alternatives de 50 Hz..

3.4 Détermination des caractéristiques électriques du parafoudre ZnO

3.4.1 Conductivité électrique

Afin d'extraire le pic résistif des signaux de tension et de courant de fuite, la valeur de courant est lue aux points où se produit un courant purement résistif. Cela se produit lorsque la dérivée temporelle de l'Eq. (3.4) disparaît, lors du passage des valeurs des crêtes négative et positive de la tension sinusoïdale (fig.3.3). Ensuite, la conductivité électrique est calculée à l'aide des Eq. (3.2 - 3.4), pour toute valeur mesurée de l'intensité du champ électrique \hat{E}_1 :

$$\sigma(\hat{E}_1) = \frac{\hat{J}_{res}}{\hat{E}_1}, \quad \frac{du}{dt} = 0 \tag{3.5}$$

Avec l'équation $\hat{E}_1 = \hat{u}_1/h$. En évaluant un nombre suffisant de signaux tension-courant à différentes températures et en supposant que le courant résistif ne dépend que de la valeur instantanée de l'intensité du champ électrique, la caractéristique non linéaire de la conductivité électrique est obtenue. La méthode expliquée dans cette partie est appelée ci-dessous la méthode conventionnelle.

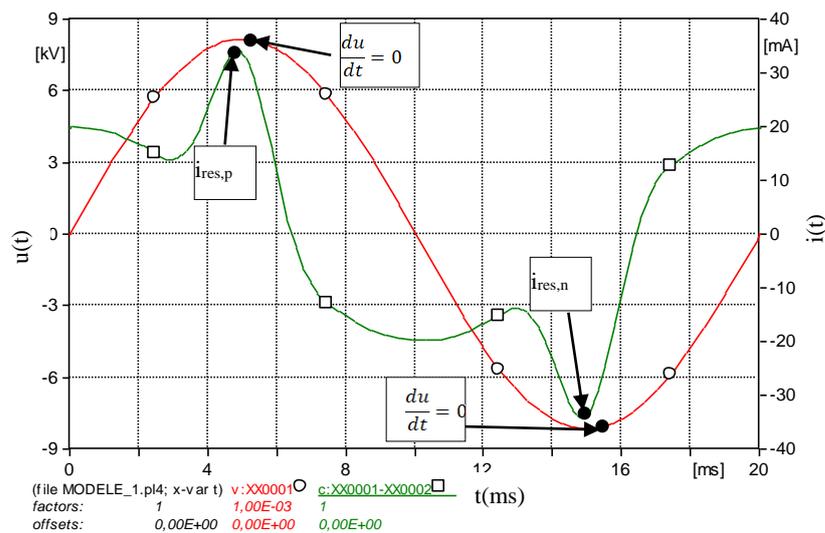


Figure 3.3 Détermination des valeurs de crête du courant résistive en dessous du maximum de tension nominale d'une varistance ZnO.

Étant donné que la valeur de crête des demi-ondes positive et négative du courant pour une tension alternative appliquée, peut prendre des valeurs différentes ($\hat{i}_{res, p} \neq \hat{i}_{res, n}$), il convient de vérifier la nécessité d'une détermination des caractéristiques en fonction de la polarité. Pour les impulsions des ondes longues à forte amplitude, une asymétrie de courant observée dans les varistances ZnO [3.16, 2.47]. L'évaluation des propriétés du matériau est donc basée sur une approche simple :

$$\sigma = f(|\vec{E}|, T) \quad (3.6)$$

En plus de l'approche conventionnelle présentée ci-dessus, qui est la base de la plupart des représentations de la caractéristique U-I, pour les varistances ZnO trouvées dans la littérature, il existe d'autres méthodes en commun, qui nécessitent uniquement des signaux de tension et de courant lors de l'application d'une tension, afin de déterminer la conductivité électrique de toutes les intensités de champ, jusqu'à la valeur de crête du signal de tension nominale [3.17].

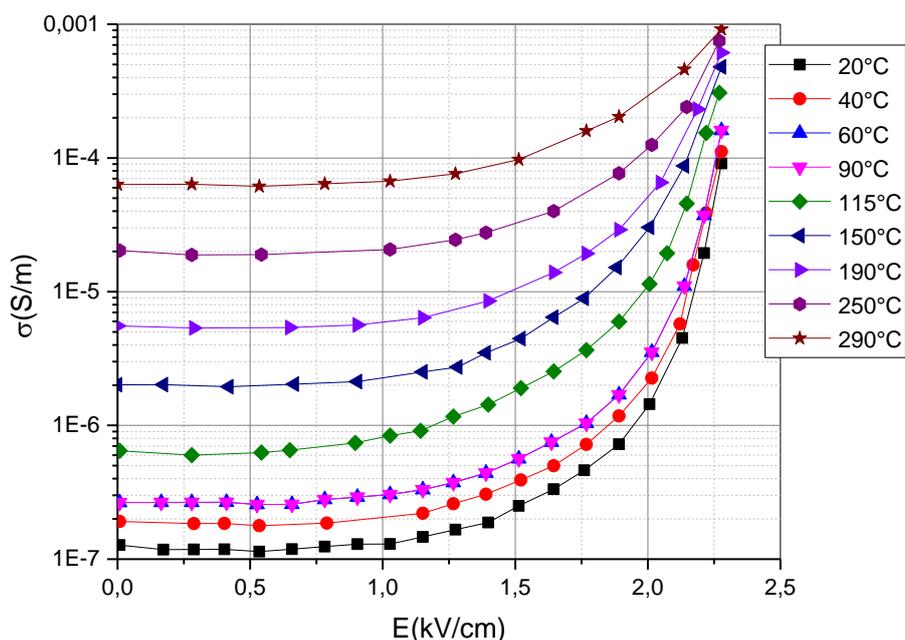


Figure 3.4 Conductivité électrique d'une varistance ZnO en fonction du champ électrique et de la température.

La représentation semi-logarithmique de la caractéristique de la conductivité des varistances ZnO utilisées dans le parafoudre ZnO est illustrée sur la figure 3.4. Elle est déterminée par l'approche conventionnelle en fonction de l'intensité du champ électrique et de la température. Il est facile de voir que, la dépendance à la température de la conductivité diminue avec l'augmentation de l'intensité du champ.

3.4.2 Permittivité relative La permittivité relative du parafoudre ZnO qui quantifie le comportement capacitif, cela est partiellement attribué aux joints de grains extrêmement fins et aux couches d'appauvrissement adjacentes aux couches intergranulaires ou aux électrons coincés [3.19]. Dans la littérature, diverses approches de détermination sont discutées sur la dépendance des paramètres de la permittivité relative sur les profils de température en régime permanent

3.4.3 Permittivité constante dans le temps

Dans le cas simple où une permittivité constante est supposée, sa valeur peut être déterminée par le passage par zéro de l'intensité du champ électrique. À ce stade, il y a une densité de courant purement capacitive dans la varistance ZnO, et l'Eq. (3.6) est simplifié pour :

$$J_{tot}(E = 0) = \varepsilon_0 \varepsilon_r \left. \frac{dE}{dt} \right|_{E=0} \quad (3.7)$$

Une évaluation de cette expression pour différentes courbes de mesure enregistrées, entraîne une diminution de la permittivité relative, car la valeur de crête de l'intensité du champ à une augmentation de la pente au passage par zéro. Cela montre que l'approximation d'une permittivité constante dans le temps n'est pas admissible.

3.4.4 Permittivité temporellement variable

En supposant que la permittivité relative change avec l'évolution temporelle de l'intensité du champ électrique, ε_r ne peut plus être extrait de la dérivée du temps dans l'Eq.(3.4). Alors la relation apparaît à la place est :

$$J_{tot} = \sigma(E)E + \varepsilon_0 \frac{dE}{dt} \left(\varepsilon_r(E) + \frac{d\varepsilon_r(E)}{dE} E \right) \quad (3.8)$$

où J_{tot} et E sont des quantités qui varient dans le temps. La densité de courant capacitive et la densité de courant totale dépendent à la fois, de la valeur instantanée et aussi du gradient de l'intensité du champ. Une transformation selon ε_r et l'application de la notation de Newton ($\frac{dx}{dt} = \dot{x}$) conduit à l'équation différentielle de premier ordre de l'Eq (3.9), pour laquelle une solution est donnée par l'Eq (3.10) [3.20].

$$\varepsilon_r(E) + \frac{d\varepsilon_r(E)}{dE} E = \frac{J_{tot} - \sigma(E)E}{\varepsilon_0 \dot{E}} \quad (3.9)$$

$$\varepsilon_r(E) = \frac{1}{E} \int_0^{\hat{E}} \frac{J_{tot} - \sigma(E)E}{\varepsilon_0 \dot{E}} dE \quad (3.10)$$

Il convient de noter que l'Eq. (3.9) ne représente pas une permittivité relative statique

$$\varepsilon_r = D / (\varepsilon_0 E) \quad (3.11)$$

Pour laquelle le terme constante diélectrique serait admissible - mais une permittivité relative différentielle calculée selon [3.20],

$$\varepsilon_{r,diff} = dD / (\varepsilon_0 dE) \quad (3.12)$$

Lors du calcul de la permittivité relative avec Eq. (3.10) est que la connaissance de la conductivité électrique $\sigma(E)$ est nécessaire. Un calcul incorrect de la conductivité électrique conduit inévitablement à une permittivité relative incorrectement calculée.

3.4.5 Dérivation d'une permittivité complexe

Sur la base de la définition de **la densité** de flux électrique effective D_{eff} de [3.21], une description alternative de la densité totale de courant est proposée, pour supprimer la chaîne d'erreurs précédemment décrite, lors du calcul les deux paramètres électriques, :

$$J_{tot} := \frac{d D_{eff}}{dt} = \frac{d(\varepsilon_0 \varepsilon_{r,eff} E)}{(dt)} \quad (3.13)$$

$$\varepsilon_{r,eff} \xrightarrow{\mathfrak{F}} \underline{\varepsilon} \quad (3.14)$$

où une transformée de Fourier s'applique sur la permittivité relative **effective** :

$$\underline{\varepsilon} = \dot{\varepsilon} - j\varepsilon'' \quad (3.14. a)$$

avec

$\underline{\varepsilon}$: Permittivité relative complexe ;

ε' : Partie réelle,

ε'' : Partie imaginaire.

La partie réelle représente la partie capacitive et la partie imaginaire montre les propriétés de perte de la varistance ZnO. De l'Eq. (3.14), une fonction $D_{\text{eff}}(E(t))$ ($0 \leq t < 20$ ms), peut maintenant être calculée en résolvant l'intégrale de temps de J_{tot} sur une période de 50 Hz de la courbe d'intensité du champ.

En résolvant l'Eq. (3.14) on obtient une permittivité relative pour toutes les intensités de champ calculée indépendamment de la conductivité électrique.

$$\varepsilon_r(E) = \frac{D_{\text{cap}}(E)}{\varepsilon_0 E} := \varepsilon \quad (3.15)$$

Les auteurs de la référence [3.20] utilisent de courbes $D_{\text{eff}}(E)$, pour représenter le comportement capacitif-résistif des différents matériaux. Ils montrent qu'un matériau sans pertes purement capacitif a une courbe de $D_{\text{eff}}(E)$ sans hystérésis, tandis que les matériaux avec pertes présentent une boucle d'hystérésis.

La figure 3.5 montre les permittivités relatives d'une varistance ZnO, calculées à l'aide des équations (3.9) et (3.14), en fonction de l'intensité du champ électrique et de la température.

Si les courbes $\varepsilon_r(E)$ représentent une continuité pour des intensités de champ plus élevées, une diminution rapide jusqu'à des valeurs ε_r négatives peut être déterminée. Ce comportement a souvent été observé en relation avec des varistances ZnO [2.18, 3.22], mais n'a pas encore été complètement interprété physiquement. Une explication possible, selon [3.22], est que l'augmentation rapide de la conductivité électrique dans la région de claquage relie la capacité, qui est largement déterminée par les propriétés diélectriques des joints de grains. Pour les modèles de simulation de ce travail, l'évolution exacte de la permittivité relative à des intensités de champ très élevées peut être négligée, car dans cette zone, une grande partie de la chute de potentiel à travers les varistances ZnO le long de l'axe du parafoudre est déterminé par la conductivité électrique. En outre, la détermination des permittivités plus élevées en fonction

d'intensité de champ croissante est mieux réalisée à partir de l'Eq. (3.10) qu'avec l'Eq (3.15). Cela montre l'influence d'une densité de courant capacitive.

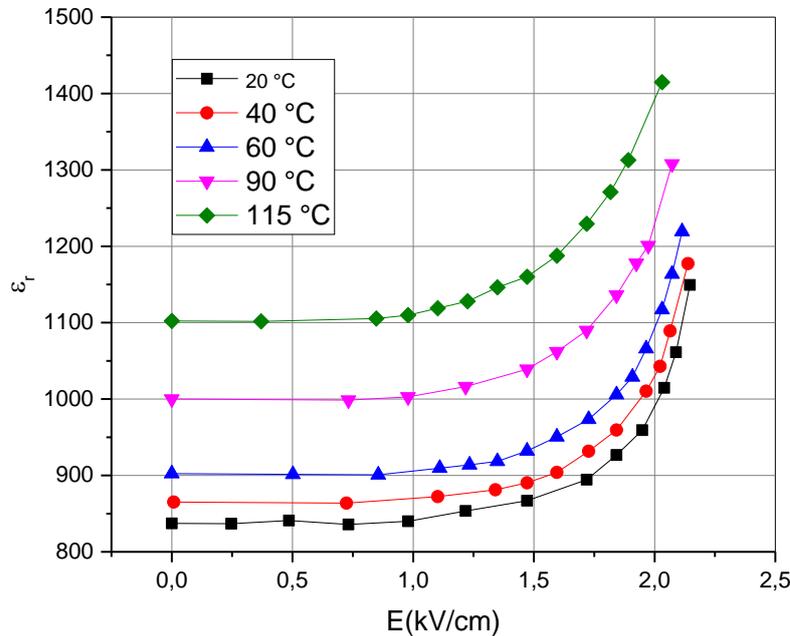


Figure 3.5 Permittivité relative d'une varistance ZnO en fonction de l'intensité du champ électrique et de la température.

Les valeurs calculées pour la permittivité relative sont assez élevées, par rapport aux valeurs généralement connues pour les diélectriques, mais elles correspondent aux valeurs données dans la littérature en relation avec les varistances ZnO [2.14]. Les grandes permittivités ne sont donc que le résultat de la présentation du modèle macroscopique, et ne correspondent pas aux propriétés des matériaux réellement trouvées dans les joints de grains d'une varistance ZnO.

3.5 Comportement électromagnétique

Le comportement électromagnétique d'un système est dû aux quatre équations de Maxwell :

$$\overline{\text{rot}}\vec{H} - \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} = \vec{j} \tag{3.16}$$

$$\overline{\text{rot}}\vec{E} - \mu \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} = \vec{0} \tag{3.17}$$

$$\operatorname{div} \vec{H} = 0 \quad (3.18)$$

$$\operatorname{div} \vec{D} = \rho \quad (3.19)$$

et les équations de liaison

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E} \quad (3.20)$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (3.21)$$

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (3.22)$$

Entièrement décrit.

Dans les équations (3.16 - 3.22)

\vec{H} : Intensité du champ magnétique,

\vec{J} : Densité de courant,

\vec{D} : Densité de flux électrique,

\vec{E} : Intensité du champ électrique,

\vec{B} : Densité de flux magnétique,

ρ : Densité de charge de l'espace électrique,

ε : Permittivité,

σ : Conductivité électrique

μ : Perméabilité.

Dans le cas de la simulation d'un parafoudre ZnO, différentes approches de simplification peuvent être faites en fonction du point de travail considéré et en fonction de l'application.

3.5.1 Approche électrostatique

Afin de maintenir la distribution de potentiel purement capacitive d'un parafoudre ZnO, une approche stationnaire peut être faite. La dérivée temporelle de l'Éq. (3.17) disparaît ainsi :

$$\overline{\operatorname{rot} \vec{E}} = 0 \quad (3.23)$$

Le champ électrostatique n'étant pas rotationnel, il peut être calculé en utilisant le potentiel scalaire :

$$\vec{E} = -\overrightarrow{\text{grad}}\varphi \quad (3.24)$$

Avec les équations (3.19), (3.20), (3.23) et (3.24) peuvent résoudre l'équation potentielle (3.25) ou pour le cas particulier de la permittivité constante et de l'absence simultanée de charge ($\rho = 0$) l'équation de Laplace (3.26) peut être dérivée.

$$\text{div}(\varepsilon \overrightarrow{\text{grad}}\varphi) = -\rho \quad (3.25)$$

$$\text{div}(\varepsilon \overrightarrow{\text{grad}}\varphi) = 0 \quad (3.26)$$

Une approche électrostatique est utilisée dans toutes les investigations, pour calculer l'influence électrique des composants non symétriques en rotation et la dérivation résultante des permittivités relatives de remplacement de ZnO.

3.5.2 Approche quasi-électrostatique

À l'exception de la plage de courant élevé, qui n'est pas calculée électriquement dans les simulations effectuées, l'énergie magnétique peut être négligée par rapport à l'énergie électrique, de sorte qu'une approximation électro-quasi-statique (EQS) capable de calculer le comportement capacitif-résistif d'un parafoudre ZnO soit effectuée [3.23].

L'application de l'opérateur de divergence à l'équation (3.16) et l'inclusion de l'équation (3.18) conduit à l'équation de continuité :

$$\text{div}\vec{J} = -\frac{\partial\rho}{\partial t} \quad (3.27)$$

Ainsi que par la formation de divergence dans l'équation (3.16) et incluant l'équation (3.9) et (3.14), nous donne l'équation du potentiel EQS sous forme locale :

$$\text{div}\left(\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon \overrightarrow{\text{grad}}\varphi)\right) = -\text{div}(\sigma \overrightarrow{\text{grad}}\varphi) \quad (3.28)$$

Si la distribution du potentiel calculée avec une approche EQS est connue à tout moment t , alors une densité de courant totale \vec{J}_t résulte pour tout point de la zone de calcul, qui est composée d'une densité de courant résistive \vec{J}_r et d'une densité de courant de déplacement \vec{J}_D :

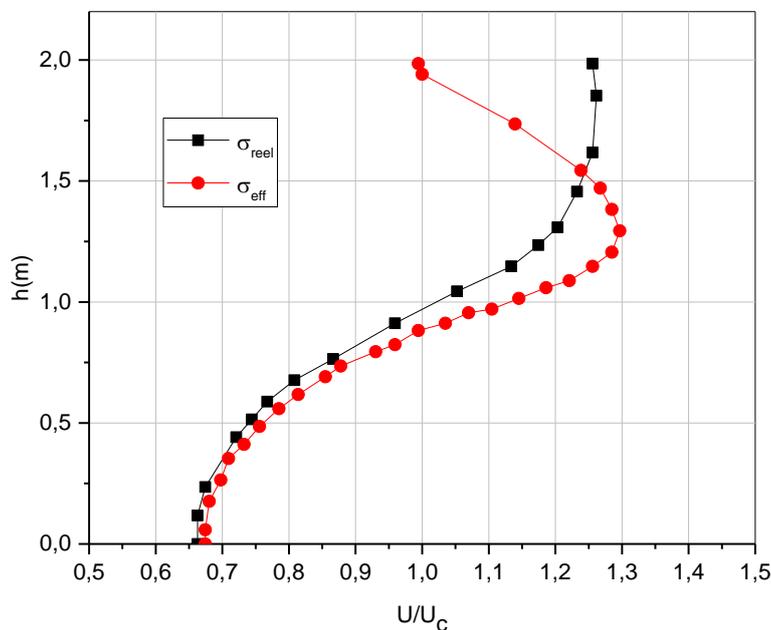
$$\vec{J}_t = \vec{J}_r + \vec{J}_D = \sigma\vec{E} + \frac{\partial\vec{D}}{\partial t} \quad (3.29)$$

3.5.3 Approche électro-quasi-harmonique

Les expressions de l'approche électro-quasi-harmonique supposées à travers une varistance ZnO, dans toutes les zones de la courbe caractéristique, un courant qui est harmonique au lieu d'un courant qui devienne de plus en plus inharmonique en fonction de l'augmentation de l'intensité du champ. Ce courant est déterminé (à une conductivité efficace) de sorte qu'à la même tension et à la même température, la même perte de puissance moyenne résulte en utilisant le courant harmonique qu'avec le courant inharmonique réel.

Lorsque le déséquilibre de potentiel joue un rôle, illustrer qu'une approche électro quasi-harmonique ne convient plus.

Dans le cas d'une approche EQS selon l'Eq (3.29), en raison des caractéristiques du matériau fortement non linéaires d'une varistance ZnO, pour une tension dans la plage de fonctionnement de la varistance ZnO. Il est simplement supposé, que seule la conductivité électrique des varistances ZnO a une valeur $\sigma_{\text{réel}}$ dépendant du champ, tandis que la permittivité relative est constante à $\epsilon_r = 700$.



- a) profil de courant à travers une varistance ZnO
 b) distribution de tension axiale d'une colonne de varistance ZnO

Figure 3.6 Effets d'une conductivité effective σ_{eff} .

L'augmentation du courant non linéaire dans les zones résistives dominantes, avant et après les valeurs de crête de tension est clairement visible. D'autre part, au lieu d'une approximation électro-quasi-statique, il suppose une approximation électro-quasi-harmonique [2.14], et remplaçant la conductivité de la varistance ZnO par une conductivité effective σ_{eff} , ce qui conduit à la même perte de puissance moyenne sur une période de la tension, qu'en supposant la conductivité réelle. Après la transformée de Fourier de l'équation (3.29) l'expression devient :

$$\vec{J}_t = \sigma \vec{E} + j\omega \vec{D} \quad (3.30)$$

À la même tension, il existe maintenant une autre courbe de courant harmonique.

Les deux approches peuvent être utilisées pour effectuer des simulations électrothermiquement couplées sur de petites structures de parafoudre ($h < 1$ m) avec une distribution de champ (presque) homogène dans les varistances ZnO [3.24]. Dans ce cas, la solution électro-quasi-harmonique présente un avantage de temps de calcul le plus courts. Cependant, lorsque la longueur de la partie active augmente, les inconvénients de l'approche harmonique deviennent apparents. Si la zone de calcul est étendue, à une colonne de varistance ZnO de 2 m de hauteur et un espace aérien environnant (y compris le sol) et une simulation est effectuée avec les deux approches, avec une tension d'excitation $U = U_c$, les distributions de contraintes axiales fortement différentes sont observées, indiquées sur la figure 3.6 b).

Dans la zone supérieure du parafoudre, la courbe de courant est limitée à une valeur maximale $U = 1,25 U_{\text{moy}}$, en raison de l'effet de contrôle résistif des varistances ZnO dans le cas d'une approche EQS.

Dans le cas d'une approche électro-quasi-harmonique, utilisant une conductivité effective, la chute de tension maximale augmente initialement à une valeur maximale supérieure à $1,25U_{\text{moy}}$, puis diminue à nouveau près de l'électrode haute tension à l'extrémité supérieure du parafoudre. Il est désormais évident qu'une simulation basée sur une approximation électro-quasi-harmonique, qui conduit à de fausses impédances effectives le long de la colonne de varistance ZnO, n'est pas adaptée au calcul des distributions de tension et est donc généralement inadaptée aux modèles de parafoudre à grande extension longitudinale.

3.6 Dépendance en fréquence

L'étude précédente montre que, la tension d'excitation était purement sinusoïdale à fréquence de fonctionnement de réseau 50 Hz, des courbes d'intensité de champ peuvent se produire le long de l'axe axial d'un parafoudre ZnO, ayant une composante harmonique qui ne peut être négligée. Afin d'estimer l'erreur à prévoir lors du calcul des caractéristiques électriques des varistances ZnO, dans les modèles de simulation utilisant des caractéristiques pures à 50 Hz. D'autres mesures ont été effectuées à des fréquences allant jusqu'à la 9e harmonique (450 Hz) de la fréquence de base de 50 Hz. Il remarque que la permittivité relative diminue initialement sur toute la plage d'intensité de champ avec une fréquence croissante ; à partir d'une fréquence de 350Hz, sa valeur stagne dans le domaine des intensités de champ inférieures à 0,5 kV / cm et augmente même à nouveau à 450 Hz. Pour des intensités de champ plus élevées, une diminution peut être observée pour toutes les fréquences mesurées, mais elle diminue avec l'augmentation de la fréquence. La mesure dans laquelle le comportement non-monotone dans la plage de courant de fuite inférieure, est de nature physique ou se produit en raison d'inexactitudes de mesure et d'évaluation ne peut pas être clairement déterminée avec les présents résultats. Cependant, les écarts, par rapport à la courbe caractéristique de 50 Hz, sont faibles dans cette plage de courbe caractéristique, avec moins de 3% que leur influence sur les résultats de simulation peut être négligée. En plus de la valeur de crête de l'oscillation harmonique respective, sa position de phase est également décisive [2.1], mais les deux paramètres changent constamment pendant une simulation en cours, ce qui rend difficile ou impossible une estimation d'erreur plus précise.

La conductivité électrique montre une caractéristique qui augmente avec la fréquence dans toute la plage de courant de fuite de la caractéristique. Les différences les plus importantes se produisent dans le domaine des faibles intensités de champ, ce qui ne présente aucun intérêt pour le calcul de la perte de puissance électrique. À des intensités de champ plus élevées, les courbes caractéristiques convergentes à nouveau, de sorte qu'un effet sur la perte de puissance calculée dans les varistances ZnO peut être négligé en négligeant les proportions de conductivité plus élevées qui s'écartent du comportement à 50 Hz, également pour ce paramètre en raison d'erreurs de calcul de la conductivité ne sont inclus dans le calcul qu'en fonction de la partie harmonique de la vibration fondamentale.

3.7 Conclusion

Ce chapitre présente le comportement électrique des parafoudres à base d'oxyde métallique, le processus de décharge est brièvement discuté pour donner un aperçu du principe de base des phénomènes électrothermique. Différentes caractérisations des courants de fuite pour la conception du modèle électrique de varistance sont également discutées. En outre, les paramètres électriques impliqués dans l'impact de fonctionnement d'un parafoudre ZnO.

Ce chapitre traite donc de la sélection des méthodes appropriées pouvant être utilisées pour déterminer la conductivité électrique et la permittivité relative à partir des signaux de tension et de courant de fuite. Ainsi, la dépendance au champ électrique de la conductivité électrique et la permittivité relative sont également expliquées plus en détail dans ce chapitre. Ces paramètres électriques dépendent non seulement de la valeur instantanée de l'intensité du champ électrique, mais aussi de son évolution temporelle. De plus, ce chapitre présente des discussions sur l'influence de la dépendance en fréquence de la tension.

Chapitre 4

Modélisation électrothermique des parafoudres ZnO

4.1 Introduction

La génération de la chaleur dans les équipements électriques dont des propriétés non-linéaires est l'un des problèmes les plus importants à étudier et à résoudre. La modélisation du couplage électrothermique de parafoudre ZnO liée à la géométrie du dispositif et les propriétés électriques et thermiques de ses matériaux. Depuis une trentaine d'années l'analyse numérique s'est imposée comme une alternative incontournable pour réaliser ce type d'étude. Elle offre plusieurs techniques de résolution parmi lesquelles on peut citer la méthode des différences finies, des volumes finis, des éléments finis et la méthode des nœuds. Ces deux dernières feront l'objet de la fin de cette partie. À cette occasion, nous introduirons les principaux concepts de ces méthodes qui seront appliquées à la résolution des problèmes thermiques de parafoudre ZnO.

Dans ce chapitre nous reprenons la théorie générale des transferts thermiques et présentons les différents modèles qui en découlent. Les considérations nécessaires à une étude électrothermique pour le parafoudre à varistance d'oxydes de zinc sont exposées.

4.2 Modélisation thermique

La modélisation du comportement thermique des parafoudres ZnO nécessite des études des phénomènes associées, les mécanismes de conduction et les propriétés des éléments constituant les blocs de parafoudre ainsi des simulations complexes.

Les mécanismes de transfert de la chaleur d'un corps à un autre diffèrent beaucoup selon la température. Les phénomènes de conduction et convection dépendent principalement des différences de températures et de leur niveau, alors que les échanges de chaleur par rayonnement augmentent rapidement avec ce niveau. À basse température, la plus grande partie de la chaleur est transmise par convection et conduction, tandis qu'à température élevée le rayonnement est le facteur déterminant. L'évacuation de la chaleur des varistances vers l'air ambiant s'effectue par conduction, radiation et convection.

Dans le parafoudre ZnO, la dissipation de chaleur se réalise dans la direction axiale et dans la direction radiale. Dans la direction axiale, la chaleur est échangée par conduction entre les varistances de ZnO et entre les capots et les varistances extrêmes de la colonne de ZnO. Dans la direction radiale, la chaleur est transmise entre la colonne et la porcelaine par

convection, conduction et radiation, dans la porcelaine par conduction, et entre la porcelaine et l'air ambiant par rayonnement et convection [2.37].

4.2.1 Procédure générale

Dans les systèmes avec une distribution de température, les processus de transfert de chaleur se produisent en raison des différences de température ΔT entre tous les points du système ou en échange avec l'environnement. Le transfert de chaleur dans les solides par conduction thermique et, comme déjà décrit ci-dessus, dans les fluides en plus par convection et rayonnement thermique.

L'objectif du calcul des différents processus thermiques est de déterminer le taux d'énergie par unité de temps, la densité de flux thermique, avec laquelle la chaleur est transportée entre deux points de température différente via le processus respectif. Le champ de température dans toute la zone de calcul peut ensuite être déterminé en résolvant les équations énergétiques pertinentes pour les processus thermiques respectifs.

4.3 Transfert thermique

4.3.1 Conduction thermique dans les solides

Le passage de l'onde de courant impulsionnel avec conversion d'énergie électrique en chaleur par effet Joule est un processus purement adiabatique [4.1]. En raison de la durée d'impulsion extrêmement faible (moins de 1ms), la varistance ne cède pas de chaleur à l'environnement par convection ou rayonnement. La seule possibilité de dissipation rapide de la chaleur, pendant l'impulsion, et surtout dans les prochaines secondes, est la conduction. La chaleur est ainsi véhiculée via les connexions de la varistance. Il remarque que toute l'énergie de l'impulsion s'accumule sous forme de chaleur dans la masse de la varistance, ce qui conduit inévitablement à une augmentation de sa température [4.2].

Dans le cas de la conduction thermique, la densité de flux thermique peut être décrite à l'aide de la loi de Fourier :

$$\vec{\varphi} = -K \cdot \overrightarrow{\text{grad}T} \quad (4.1)$$

Avec K la conductivité thermique et le gradient de température dT/dz dans la direction z (axiale).

$$\dot{q}_c = \frac{d\dot{Q}}{dA} \quad (4.2)$$

Q : Énergie thermique transférée en unité de temps et par unité de surface A . La conduction thermique décrit le transfert d'énergie thermique par des interactions microscopiques entre les particules dues à des mouvements aléatoires.

Le champ de température variant dans le temps peut être calculé en utilisant l'équation de conduction thermique transitoire Eq. (4.3), pour les milieux stationnaires incompressibles [4.3].

$$\frac{\partial(c_v T)}{\partial t} = \text{div}(\lambda(T) \text{grad } T) + \dot{q}_c \quad (4.3)$$

Le terme à gauche (avec la capacité thermique spécifique volumétrique), et le premier terme à droite décrivent le bilan énergétique du système, et \dot{q}_c donne l'apport d'énergie d'une source, dans le cas d'un parafoudre ZnO c'est la perte de puissance à l'intérieur de varistance ZnO.

4.3.2 Transfert de chaleur par convection

Les équations empiriques représentées dans cette section résultent de l'approximation du transport de chaleur par convection à l'intérieur et à l'extérieur de l'enveloppe de parafoudre avec un entrefer interne. La procédure décrite ici utilise les températures de décharge stationnaires. L'évolution du transfert de chaleur convectif dans le temps est désormais prise en compte. De plus, ce recalcul adaptatif de la convection est nécessaire pour effectuer des simulations avec des températures cibles inconnues du parafoudre (par exemple s'il n'y a pas de mesures de validation du laboratoire).

Dans les milieux non stationnaires (par exemple dans l'entrefer entre la partie active et l'enveloppe du parafoudre ZnO), une petite partie de chaleur se transférée par conduction thermique, la plus grande proportion de la chaleur est transportée par convection libre ou forcée.

Le flux de chaleur convectif se produisant à la surface du bord d'un solide, selon la loi suivante :

$$\dot{q}_v = h_c \Delta T \quad (4.4)$$

Avec h_c le coefficient de transfert de chaleur et ΔT la différence de température.

Le but d'étudier le transfert de chaleur par convection est de déterminer le coefficient de transfert de chaleur h_c .

La première étape nécessaire au calcul est la détermination des coefficients sans dimension :

$$G_r = \frac{\beta \cdot \Delta T \cdot g \cdot L^3}{\nu^2} \quad (4.5)$$

$$P_r = \frac{\nu}{k} \quad (4.6)$$

$$Nu = f(G_r, P_r) \quad (4.7)$$

Le nombre de Grashof G_r est une mesure du rapport entre les forces de flottabilité et de viscosité impliquées dans un processus d'écoulement, et le nombre de Prandtl P_r indique le rapport de la cinématique à la viscosité thermique [4.4].

Les deux nombres clés sont des paramètres importants pour décrire les propriétés d'écoulement d'un fluide. Les autres paramètres sont le coefficient isobare de dilatation thermique β , l'accélération due à la gravité g , la viscosité cinématique ν et la conductivité thermique k . Avec la géométrie de la surface d'écoulement et à l'aide des équations empiriques trouvées dans la littérature, le coefficient de transfert de chaleur sans dimension, le nombre de Nusselt, peut être déterminé avec les nombres de Grashof et Prandtl. Une définition générale du nombre de Nusselt est :

$$Nu = \frac{h_c \cdot L}{k} \quad (4.8)$$

Avec L la longueur caractéristique dépendante de la géométrie. Si le nombre de Nusselt a été déterminé à l'aide d'une équation empirique Eq. (4.8), le coefficient de transfert de chaleur peut être calculé.

Un autre nombre clé sans dimension, qui est souvent utilisé comme dépendance fonctionnelle dans l'Éq. (4.6) est appelé le nombre de Rayleigh ($Ra = Gr \cdot Pr$). Leur valeur indique si le transfert de chaleur est principalement dû à la conduction thermique, à la convection laminaire ou turbulente. Il est donc crucial pour la sélection des équations empiriques correctes.

Pour l'application des équations empiriques, certaines conditions doivent être remplies [4.5] :

1. propriétés matérielles indépendantes de la température (k, ν, ρ, cp) du fluide,
2. approximation du débit stationnaire,
3. température de surface homogène.

La première exigence n'est pas remplie dans le cas des gaz pertinents pour les parafoudres (par exemple air, azote, hexafluorure de soufre). Cependant, les équations empiriques peuvent être utilisées, si la dépendance à la température des propriétés du matériau est estimée par approximation comme suit :

Dans le cas de la convection externe, la température moyenne de la couche limite de température est utilisée, qui est toujours présente dans les processus de convection. Ou dans le cas de la convection interne, la température moyenne des surfaces opposées est utilisée pour déterminer les propriétés du matériau [4.3, 4.4] :

$$T_* = \frac{T_w + T_\infty}{2} \quad (4.9.a)$$

$$T_* = \frac{T_1 + T_2}{2} \quad (4.9.b)$$

En outre, dans [4.5], la condition ($\Delta T \ll T_*$) est définie comme un critère pour l'approximation des propriétés de matériau indépendantes de la température. Si cette condition est remplie, l'une des températures T_1 , T_2 ou T_∞ est supposée être la température de référence T_* , sinon la température de référence est selon Eq. (4.9.a) ou Eq. (4.9.b), basé sur la recherche des températures pertinentes varient dans différentes zones, les calculs sont toujours basés sur les valeurs moyennes.

Cela est également dû au fait qu'il n'y a pas de définition claire, du moment où une différence de température doit être considérée comme beaucoup plus petite que la température de référence.

Pour les différences de température très faible, cela peut se produire dans le cas de la convection interne, en particulier dans le cas de parafoudres ZnO, et dans le cas de la convection externe, lors du calcul des distributions de température en régime permanent, cela peut conduire à une estimation des paramètres de transfert de chaleur par convection de l'ordre de 2% [4.6].

La deuxième exigence, après un écoulement constant, il n'est satisfait que lorsque la distribution de température d'un parafoudre ZnO a atteint un état stable. Alternativement, une

température de surface moyenne sur la surface extérieure de la partie active est utilisée pour calculer les équations convectives.

4.3.2.1 Convection externe

Pour prendre en compte la dissipation thermique par convection sur les surfaces extérieures verticales de l'enveloppe du parafoudre ZnO modélisé, une équation empirique est utilisée selon Churchill et Chu [4.6].

$$\text{Nu}_{\text{platte}} = \left\{ 0,825 + \frac{0,387 \text{ Ra}^{1/6}}{\left[1 + (0,492/\text{Pr})^{9/16}\right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (4.10)$$

L'équation définit les conditions de flux le long d'une plaque verticale pour les écoulements laminaires et turbulents, ainsi pour la zone de transition entre les deux formes de flux. Dans ce cas, la hauteur de la plaque est définie comme la longueur caractéristique (L dans l'équation (5.7)). Tant que la dilatation thermique de la couche limite est négligeable par rapport au diamètre. Eq. (4.11) [4.7, 4.4] est remplie, la condition nécessaire pour l'application aux corps cylindriques est donnée. Cette condition a été vérifiée pour tous les modèles de parafoudres examinés et peut être utilisé sur toute la plage de température considérée [4.7].

$$\frac{D_m}{H} \geq \frac{35}{G_r^{1/4}} \quad (4.11)$$

avec D_m : Diamètre du cylindre, et H : la hauteur du cylindre.

Un coefficient de transfert de chaleur séparé est calculé, pour chaque surface de bride et chaque surface de porcelaine ou de silicone des composants individuels du parafoudre. Cela tient compte du fait que, les brides sont principalement réchauffées par conduction axiale de la chaleur des parties actives, tandis que les surfaces isolantes de l'enveloppe sont principalement chauffées par convection et rayonnement thermique via l'entrefer entre la partie active et l'intérieur de l'enveloppe. En conséquence, la température aux transitions du matériau isolant à la bride peut augmenter brusquement. De plus, le calcul des coefficients de transfert thermique, section par section permet une meilleure réplique des conditions de température locales.

Les surfaces isolantes de l'enveloppe, compris l'écran, sont modélisées afin d'obtenir des surfaces calorifiques correspondant à la réalité. Comme il n'y a pas d'équation empirique établie, pour une surface verticale blindée Eq. (4.10), en utilisant la température moyenne sur les bords extérieurs des grands écrans comme température de surface supposée. Cette procédure

était utilisée dans [2.17] et était justifiée par le fait que la température aux bords extérieurs est décisive pour la formation de la convection, mais les espaces entre les écrans sont inclus dans l'émission de chaleur convective par les flux turbulents.

Pour la zone des flux laminaires ($Ra < 109$), il existe des équations empiriques distinctes dans la littérature [4.8, 4.3, 4.4], qui définissent plus précisément les conditions d'écoulement dans cette zone où les coefficients de transfert de chaleur plus petits que Éq. (4.10). Donc, l'application de l'équation empirique pour une plaque verticale, telle que décrite dans le paragraphe précédent, est basée sur l'approximation des conditions d'écoulement réelles, qui conduisent à la formation d'écoulements turbulents plus tôt, une utilisation séparée des équations laminaires est supprimée [3.17]. Il convient toutefois de noter, qu'au moins un écoulement partiellement laminaire est à prévoir pour les géométries de conducteurs testées jusqu'à une température de surface de l'enveloppe d'environ 30°C.

4.3.2.2 Convection interne

Pour déterminer la convection dans l'entrefer entre la partie active et l'intérieur de l'enveloppe, en utilisant l'Eq (4.12) pour décrire les flux de chaleur dirigés vers l'intérieur et vers l'extérieur dans un espace annulaire vertical selon [4.5]. Dans ce cas, la largeur de l'espace annulaire doit être utilisée comme longueur caractéristique. En recalculant l'Eq (4.13) et sélectionnant les grandeurs variables (C_1 , C_2 , n_1 et n_2), selon les critères du tableau 4.1, un ajustement adaptatif de l'Eq. (4.12) effectué lors d'un calcul de simulation en cours

$$Nu = \frac{C_1 Ra (h/L)^2}{C_2 \left(\frac{h}{r_a}\right)^4 \left(\frac{r_i}{h}\right) + \left[Ra \left(\frac{h}{L}\right)^3 \right]^{n_1} \left(\frac{r_i}{h}\right)^{n_2}} \quad (4.12)$$

$$N = \frac{h}{r_i} \left[Ra \left(\frac{h}{L}\right)^3 \right]^{-1/4} \quad (4.13)$$

Puisqu'un coefficient de transfert de chaleur h_c , ne peut être défini que comme une condition limite aux frontières extérieures de la zone de calcul, une conductivité thermique équivalente selon l'Eq (4.14) est déterminée [4.5]. La valeur déterminée combine la chaleur transmise par conduction et convection dans une conductivité thermique. Le champ de température dans l'entrefer peut être calculé en utilisant l'équation de conduction thermique selon l'Eq (4.3), où $\dot{q}_v = 0$, doit être défini en raison de l'absence de sources.

$$k_{cc} = kNu \quad (4.14)$$

Le tableau 4.1 présenté sa forme correspond dans son contenu à la représentation dans [4.5].

	C ₁	C ₂	n ₁	n ₂
N < 0,2	0,48	854	0,75	0
0,2 < N < 1,48	0,93	1646	0,84	0,36
1,48 < N	0,49	862	0,95	0,8

Tableau 4.1 Les paramètres C₁, C₂ et n₁, n₂ en fonction de la taille N.

4.3.3 Rayonnement thermique

En plus de la convection, le transfert de chaleur sur les surfaces extérieures et dans l'entrefer d'un parafoudre ZnO, se fait par rayonnement thermique. Lors d'un processus d'échauffement, la partie de chaleur transférée par convection dominante initialement. Cependant, avec l'augmentation des différences de température, la proportion de transmission de rayonnement augmente, jusqu'à un état dans lequel la majorité de la chaleur est transmise par rayonnement.

Le facteur décisif pour le changement entre un transfert de chaleur convectif dominant et un transfert de chaleur radiatif dominant est le fait que la convection ainsi que la conduction thermique augmentent linéairement avec les différences de température, tandis que pour le rayonnement thermique, il y a une dépendance aux différences des températures augmentées de la quatrième puissance.

4.3.3.1 Rayonnement dans un milieu environnant

Le flux de chaleur radiative de la surface extérieure d'un objet dans l'environnement adjacent infiniment étendu, comme le cas le plus simple de l'air, il peut être exprimé par la relation suivante :

$$\dot{q}_r = \varepsilon_{rad} \sigma_B (T^4 - T_{amb}^4) \quad (4.15)$$

Avec l'émissivité de la surface ε_{rad} , la constante de Stefan-Boltzmann σ_B , la température de surface T et la température ambiante T_{amb} . La validité de l'équation est limitée aux surfaces dont le rayonnement thermique dans toutes les directions, est émis sans passer par

d'autres objets. Pour une bonne approximation, c'est le cas lorsque l'on calcule l'émission de chaleur radiative d'une bride de parafoudre vers l'air ambiant.

Pour les l'enveloppes blindés, en raison de l'échange de rayonnement entre les blindages individuels, des conditions de rayonnement étendues pour les systèmes partiellement fermés doivent être prises en compte.

4.3.3.2 Rayonnement dans des systèmes partiellement fermés

Un autre cas est celui où la chaleur rayonnée rencontre d'autres objets à certains angles, où elle est réfléchie ou absorbée. Le flux thermique radiatif peut alors être déterminé à partir de tout point de surface à partir de la différence formée entre le rayonnement sortant J_r et le rayonnement incident G_{ray} :

$$\dot{q}_r = J_r - G_{ray} \quad (4.16)$$

Le rayonnement sortant est constitué d'une partie du rayonnement émis par la surface et d'une partie réfléchie :

$$J_r = \varepsilon_{rad} \sigma_B T^4 + (1 - \alpha_{rad}) G_{ray} \quad (4.17)$$

Pour un corps gris, utilisant Eq. (4.16) et (4.17) la relation suivante peut être dérivée :

$$\dot{q}_r = \varepsilon_{rad} (\sigma_B T^4 - G_{ray}) \quad (4.18)$$

Le calcul qu'il contient du rayonnement incident G_{ray} est basé sur l'évaluation des tailles géométriques de facteurs dits visuels. Dans la littérature de base, un facteur visuel est généralement donné, dans le but de définir une quantité indique la proportion du rayonnement émis par un corps isotherme, lorsque le rayonnement incident atteint un autre corps isotherme qui est en vue [4.8, 4.3, 4.4].

4.3.4 Résolution du problème électrothermique dans le parafoudre ZnO

Les procédures d'essai standard en laboratoire, pour évaluer la stabilité thermique sont limitées aux modèles des cas le plus défavorable du parafoudre ZnO réel. Par conséquent, la simulation numérique par la méthode des éléments finis est de plus en plus utile pour analyser les phénomènes dus aux parafoudres ZnO à grande échelle, comme alternative à la conception conventionnelle basée sur des approches de test en laboratoire ou sur le terrain.

4.4 Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est une approche populaire pour la résolution numérique des équations aux dérivées partielles. D'autres méthodes bien connues sont la méthode des différences finies, la technique d'intégration finie, la méthode des volumes finis ou la méthode des éléments limites. Le nom méthode des éléments finis a été introduit par Clough en 1960. Cependant, la méthode remonte aux années 1940 aux travaux pionniers de Hrennikoff, McHenry, qui ont commencé à appliquer la méthode pour les problèmes d'analyse structurelle des avions [4.9, 4.10].

Malgré son application réussie et les progrès réalisés par Argyris, Turner et bien d'autres, la méthode est restée pendant de nombreuses années un outil exclusivement utilisé en génie mécanique. En 1965, sa portée plus large a été remarquée par Zinkiewicz [4.11], qui a écrit que la méthode pouvait être interprétée en termes de procédures variationnelles et que la minimisation de la fonctionnelle d'énergie potentielle totale conduit naturellement à son extension à d'autres problèmes de champ de valeurs aux limites.

Il a souligné explicitement les problèmes de conduction thermique, pour lesquels Wilson et Nickell ont appliqué la méthode l'année suivante. La première application connue de la méthode des éléments finis en électromagnétique remonte à 1969 et à l'analyse d'un guide d'ondes par Silvester [4.12].

Aujourd'hui, la méthode des éléments finis est appliquée dans de nombreux domaines de la physique et au-delà.

Son application nécessite l'exécution de plusieurs étapes :

1. Le problème physique doit correspondre à une équation différentielle partielle, pour laquelle une formulation par éléments finis peut être appliquée.
2. Le domaine de calcul est divisé en éléments finis non superposés avec des fonctions de base et de pondération définies localement.
3. Les entrées de la matrice locale et du vecteur de force sont calculées pour chaque élément. Une matrice système globale et un vecteur de droite, souvent appelés vecteur de force, sont assemblés à partir des données locales.

Après l'assemblage d'une matrice de système global et d'un vecteur de force, le système est résolu.

5. Post-traitement et sortie des résultats.

Dans de nombreux cas, certaines des étapes précédentes sont exécutées à plusieurs reprises, par exemple pour une analyse transitoire ou pour le raffinement du maillage.

Lors de l'application de la méthode des éléments finis, on s'intéresse à une fonction inconnue $u(x)$, qui est la solution d'une équation différentielle. Au lieu de la solution analytique, on recherche un vecteur $\tilde{u}(x)$ pour approcher la vraie solution :

$$u(x) \approx \tilde{u}(x) = \sum_i \tilde{u}_i N_i(x) \quad (4.19)$$

avec les fonctions de base $N_i(x)$.

Selon le choix de l'approche pour obtenir $\tilde{u}(x)$, on distingue la méthode vibrationnelle et la méthode résiduelle pondérée. La méthode vibrationnelle est basée sur la minimisation ou la maximisation d'une fonction scalaire Π , qui atteint sa valeur extrême pour la solution de l'équation différentielle considérée.

$$\Pi = \int_{\Omega} F\left(u, \frac{\partial u}{\partial x_i}, \dots\right) d\Omega + \int_{\Gamma} E\left(u, \frac{\partial u}{\partial x_i}, \dots\right) d\Gamma \quad (4.20)$$

La fonctionnelle Π est décrite par une intégrale de la forme, avec les opérateurs différentiels $F(\dots)$ et $E(\dots)$. Souvent, la fonctionnelle a une signification physique, représentant l'énergie ou une autre propriété pertinente [4.13].

Après insertion de l'Eq. (4. 19) dans la fonctionnelle Π , la fonctionnelle est différenciée par rapport à toutes les composantes du vecteur \tilde{u} , et le résultat est mis à zéro pour trouver un point stationnaire :

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \tilde{u}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \Pi}{\partial \tilde{u}_1} \\ \cdot \\ \cdot \\ \frac{\partial \Pi}{\partial \tilde{u}_n} \end{bmatrix} = 0 \quad (4.21)$$

Si ni la fonction ni ses dérivées n'apparaissent avec des puissances supérieures à deux, $\frac{\partial \Pi}{\partial \tilde{u}} = 0$ fournit un système linéaire d'équations, qui peut être résolu pour obtenir une solution d'éléments finis de l'équation différentielle.

Alternativement, une méthode résiduelle pondérée peut être appliquée. Comme cela ne nécessite ni connaissance ni existence d'une formulation vibrationnelle, il est beaucoup plus généralement applicable. Si l'équation différentielle peut s'écrire :

$$\mathcal{L}u = f \quad (4.22)$$

Alors le résidu de sa solution numérique \tilde{u} est

$$r = \mathcal{L}\tilde{u} - f \quad (4.22. a)$$

Pour la solution exacte, le résidu est nul partout. Ainsi, l'intégration sur un domaine arbitraire Ω donne :

$$\int_{\Omega} r d\Omega = 0 \quad (4.23)$$

Évidemment, le résultat n'est pas affecté, lorsque le résidu est pondéré par un facteur multiplicatif w :

$$\int_{\Omega} r w d\Omega = 0 \quad (4.23. a)$$

Si la solution exacte u est remplacée par la solution numérique \tilde{u} , alors le résidu n'est plus nul, sauf pour certains points de l'espace ou dans des cas exceptionnels. Pourtant, on peut exiger que le résidu devienne nul au sens faible de l'Éq (4.23), pour un ensemble de fonctions spécifiées w_i . Dans ce cas, la solution numérique n'est plus exacte, mais il peut s'attendre à ce qu'elle soit toujours similaire à la vraie solution. Ça pour une forme faible.

Selon le choix des fonctions (ou distributions) w_i , plusieurs méthodes bien connues peuvent être classées comme méthodes résiduelles pondérées [4.13] :

- **Méthode (Bubnov-) Galerkin:** Les mêmes fonctions sont choisies comme fonctions de base pour \tilde{u} et comme fonctions de pondération ($w_i = N_i$).

- **Méthode de collocation des points :** La distribution delta de Dirac $\delta(r)$ est choisie comme fonction de pondération, c'est-à-dire que le résidu en certains points doit être nul.

- **Méthode de co-localisation des sous-domaines :** le domaine de solution est divisé en sous-domaines. Dans le j -ème sous-domaine, w_j prend la valeur un et vaut zéro ailleurs.

- **Méthode des moindres carrés :** le résidu lui-même est utilisé comme fonction de pondération.

Parmi les méthodes mentionnées ci-dessus, la méthode Bubnov-Galerkin est le choix le plus populaire. Un grand avantage de cette méthode est que les matrices de masse et de rigidité sont symétriques, ce qui est une propriété importante pour les solveurs itératifs et directs.

La procédure standard des éléments finis est basée sur le traitement individuel de chaque élément. En supposant qu'une méthode résiduelle pondérée a été choisie, de sorte que la procédure standard des éléments finis est basée sur le traitement individuel de chaque élément. En supposant qu'une méthode résiduelle pondérée a été choisie, de sorte que l'on puisse partir de l'Eq. (4.23) et que les résidus sont linéaires dans \tilde{u}_i , la condition liée à la $j^{\text{ème}}$ fonction de pondération peut s'écrire :

$$\int_{\Omega} r(\tilde{u})w_j d\Omega = 0 \quad (4.24)$$

$$= \sum_i \int_{\Omega} r_i(\tilde{u}_i)w_j d\Omega \quad (4.25)$$

$$= \sum_k \sum_i \int_{\Omega^k} r_i(\tilde{u}_i)w_j d\Omega^k \quad (4.26)$$

Avec Ω^k désignant le sous-domaine du $k^{\text{ème}}$ élément. Par conséquent, les intégrales doivent être évaluées pour toutes les combinaisons de (i, j, k). Cependant, si les fonctions de base et de pondération sont nulles sur la plupart des éléments, l'effort de calcul est bien moindre. Pour cette raison, on choisit des fonctions non nulles sur seulement quelques éléments voisins. Grâce à leur compacité, seules quelques combinaisons de i et j doivent être évaluées pour tout élément k. Généralement, les fonctions \tilde{u}_i et w_j sont définies comme des polynômes à l'intérieur des éléments, dans lesquels elles sont non nulles.

En règle générale, l'évaluation des intégrales dans Eq. (4.26) est exécuté localement. Cela signifie que le système global d'équations n'est pas assemblé directement, mais que l'on itère à travers tous les éléments. Pour chaque élément, une matrice d'éléments locaux A_k et un vecteur b_k sont construits comme première étape. Cette matrice locale et ce vecteur ne dépendent que de la base locale et des fonctions de pondération et sont de dimension bien inférieure au système mondial. Après la construction de A_k et b_k , les entrées sont insérées dans la matrice du système global A et force le vecteur b nécessitant une traduction des numéros de ligne et de colonne locaux en numéros globaux. Le système global résultant sera clairsemé en raison du couplage limité entre les fonctions de base et de pondération.

Les explications suivantes pour les cas de l'électro-quasi statique et de la conduction thermique sont présentées de manière à éviter la discussion de tous les aspects liés aux éléments individuels. Cependant, il faut être conscient que les matrices de masse et de rigidité, ainsi que d'autres matrices et vecteurs, sont d'abord construites localement, c'est-à-dire pour des éléments individuels, mais que les équations sont résolues au niveau global.

4.4.1 Formulation discrétisée

La procédure de simulation peut être divisée en différentes étapes. Tout d'abord, des étapes de prétraitement sont entreprises. Ensuite, le modèle physique du problème est défini, la géométrie et les distributions de matériaux sont modélisées et les conditions aux limites sont spécifiées. Ces étapes introduisent des hypothèses et des simplifications au problème physique. Deuxièmement, l'ensemble sélectionné d'équations différentielles est discrétisé et la solution numérique du problème discrétisé est calculée.

Troisièmement, les quantités d'intérêt sont obtenues au stade du post-traitement. Le comportement du parafoudre est décrit par un système d'équations EQST dépendant du temps et fortement non linéaire. La méthode des éléments finis (FEM) est une méthode de discrétisation bien connue pour ce type de problèmes dans le domaine temporel. Le procédé transforme les équations aux dérivées partielles en un système matriciel résolu numériquement sur la base d'opérations algébriques.

4.4.2 Discrétisation du temps

L'équation (3.25) EQS non linéaire dépendant du champ et de la température est un problème difficile et nécessite, par conséquent, une attention particulière pour la sélection du schéma d'intégration temporelle [4.14, 4.15]. Pour cette raison, une approche d'intégration temporelle implicite est adoptée. Premièrement, l'Éq (3.25) est intégré sur un pas de temps comme,

$$[\nabla \cdot (\varepsilon \nabla \varphi)]_{t^n}^{t^{n+1}} + \int_{t^n}^{t^{n+1}} \nabla \cdot (\sigma \nabla \varphi) dt = 0 \quad (4.27)$$

Cela donne,

$$\nabla \cdot (\varepsilon \nabla \varphi)|_{t^{n+1}} - \nabla \cdot (\varepsilon \nabla \varphi)|_{t^n} + \int_{t^n}^{t^{n+1}} \nabla \cdot (\sigma \nabla \varphi) dt = 0 \quad (4.28)$$

Dans l'étape suivante, l'équation est discrétisée dans le temps en adoptant le schéma d'Euler en arrière (rétrogradé) comme,

$$(\nabla \cdot (\varepsilon \nabla \varphi) + \Delta t_{el} \cdot (\sigma \nabla \varphi))|^{t^{n+1}} = \nabla \cdot (\varepsilon \nabla \varphi)|^{t^n} \quad (4.29)$$

où, $\Delta t_{el} = (t_{n+1} - t_n)$ est le pas de temps électrique.

L'équation de conduction thermique transitoire non linéaire (4.3) décrit l'évolution temporelle de la température en fonction des paramètres du matériau non linéaire, de la capacité calorifique volumétrique, $c_v(T)$, et de la conductivité thermique, $\lambda(T)$, respectivement. Pour la discrétisation temporelle, la même procédure que pour le problème EQS est adopté. Cela donne,

$$(c_v T - \Delta t_{th} \nabla \cdot (\lambda \nabla T) - \Delta t_{th} \dot{q})|^{t^{n+1}} = c_v T|^{t^n} \quad (4.30)$$

où, Δt_{th} est le pas de temps thermique.

4.4.3 Élément fini pour le problème électro-quasi statique

Le problème EQS discrétisé dans le temps (4.29) est discrétisé dans l'espace basé sur le FEM. Dans ce qui suit, la formulation FEM du problème EQS 2D-axisymétrique est présentée.

Une étude FEM suit un schéma fondamental, qui commence par la discrétisation d'un domaine de calcul Ω , en un ensemble de mailles appelées éléments finis. Dans chacune de ces cellules, la solution $\varphi(\vec{r}, t)$ est approchée par des fonctions de base linéaires comme :

$$\varphi(\vec{r}, t) \approx \sum_j w_j(\vec{r}) u_j(t) \quad (4.31)$$

Ici, $w_j(\vec{r})$ sont des fonctions de forme FE nodales (fonctions chapeau linéaire par morceaux locales) associées aux nœuds d'un maillage triangulaire, construit pour le domaine de calcul Ω et $u_j(t)$ sont les degrés de liberté (DL). La méthode Ritz- Galerkin détermine une solution pour les DL de telle sorte que l'erreur, c'est-à-dire le résidu, de la solution approchée et exacte soit minimisée.

La discrétisation du terme résistif en (3.25) est illustrée à titre d'exemple. En commençant par le terme de conductivité de l'équation EQS (3.25), les transformations suivantes sont effectuées,

$$\int_{\Omega} \nabla \cdot (\sigma \nabla \varphi) w_j d\Omega = \int_{\Omega} \nabla \cdot (\sigma \nabla \varphi w_j) d\Omega - \int_{\Omega} \nabla \cdot (\sigma \nabla \varphi \cdot \nabla w_j) d\Omega \quad (4.32)$$

$$= \int_{\partial\Omega} \sigma \frac{\partial \varphi}{\partial n} w_j d\Gamma - \int_{\Omega} (\sigma \nabla \varphi \cdot \nabla w_j) d\Omega \quad (4.33)$$

La solution est approchée par les fonctions de base, telles que définies dans (4.31), et devient,

$$\approx \sum_j u_j \int_{\partial\Omega} \sigma \frac{\partial w_j}{\partial n} w_j d\Gamma - \sum_j u_j \int_{\Omega} (\sigma \nabla w_j \cdot \nabla w_j) d\Omega \quad (4.34)$$

Le premier terme est déterminé par les conditions aux limites du problème en question. Dans le cas de conditions aux limites de Neumann homogènes, ce terme disparaît. Aux frontières avec des conditions aux limites de Dirichlet, les fonctions de test FE, w_j sont nulles et les termes aux limites disparaissent également. Le deuxième terme correspond à la ligne i de la matrice de rigidité $n \times n$ K_{σ} . Ainsi, en négligeant les termes aux limites, le système d'équations EQS spatialement discrétisé est obtenu à partir de (4.29) comme,

$$(K_{\varepsilon} + \Delta t_{el} \cdot K_{\sigma}) u|^{t^{n+1}} = K_{\varepsilon} u|^{t^n} \quad (4.35)$$

$$K_{\varepsilon}^{n+1} u^{n+1} - K_{\varepsilon}^n u^n + \Delta t_{el} \cdot K_{\sigma}^{n+1} u^{n+1} = 0 \quad (4.36)$$

où K^n est défini de manière analogue en utilisant la permittivité, ε , au lieu de la conductivité, σ . Les exposants indiquent les pas de temps auxquels les variables sont évaluées.

4.4.4 Élément fini pour le problème de conduction thermique transitoire

La procédure pour obtenir le problème de conduction thermique transitoire discrétisée par FE suit la procédure de déduction du problème EQS. Encore une fois, la solution de la température est approximée comme suit :

$$T(\vec{r}, t) \approx \sum_j w_j(\vec{r}) \vartheta_j(t) \quad (4.37)$$

où $\vartheta_j(t)$ sont les DL pour la température inconnue. L'intégrale du premier terme de (4.30) devient,

$$\int_{\Omega} (c_v T) w_j d\Omega \approx \sum_j \vartheta_j \int_{\Omega} \underbrace{c_v w_j w_i}_{:=m_{ij}} d\Omega \quad (4.38)$$

Cela correspond à la ligne i de la matrice de masse M_{c_v} . Le terme source des pertes électriques donne un vecteur de terme source \dot{q} . Enfin, l'équation discrétisée de conduction thermique est obtenue à partir de (4.30) comme

$$[(M_{c_v} - \Delta t_{th} K_{\lambda})\vartheta - \Delta t_{th} \dot{q}]^{t^{n+1}} = M_{c_v} \vartheta^{t^n} \quad (4.39)$$

Ici, \dot{q} est le terme source correspondant aux sources de chaleur \dot{q} . Les conditions aux limites de Dirichlet et de Neumann sont considérées respectivement. La condition aux limites homogène de Neumann est équivalente au cas électrique et ressemble à une isolation thermique.

De plus, la condition aux limites de Neumann non homogène (c'est-à-dire une condition aux limites de type Robin) est considérée, ressemblant respectivement, à la convection ou le rayonnement. La condition aux limites de Dirichlet impose une température fixe sur les cellules limites du domaine de calcul. La condition aux limites de Neumann impose une densité de flux thermique normale \dot{q}_n aux cellules limites. Ainsi, dans l'Éq (4.41) des termes aux limites supplémentaires, le vecteur b et la matrice B apparaissent sur le côté gauche comme [4.14].

$$[(M_{c_v} - \Delta t_{th} (K_{\lambda} + B))\vartheta - \Delta t_{th} (\dot{q} + b)]^{t^{n+1}} = M_{c_v} \vartheta^{t^n} \quad (4.40)$$

$$M_{c_v}^{n+1} \vartheta^{n+1} - M_{c_v}^n \vartheta^n + \Delta t_{th} (K_{\lambda}^{n+1} + B^{n+1}) \vartheta^{n+1} = \Delta t_{th} (\dot{q}^{n+1} + b^{n+1}) \quad (4.41)$$

Chaque élément de b est obtenu comme,

$$-\sum_j \vartheta_j \int_{\Gamma} \left(\lambda \frac{\partial w_j}{\partial n} \right) w_i d\Gamma = \int_{\Gamma} (\dot{q}_n w_i) d\Gamma \quad (4.42)$$

Une condition aux limites de convection ou de rayonnement est considérée comme un flux de chaleur, dans la direction normale à la surface limite. Les deux conditions dépendent de la température. Ainsi, pour le cas convectif, il est obtenu à partir de l'Eq (4.4) comme,

$$\int_{\Gamma} (\dot{q}_n w_i) d\Gamma = \sum_j \vartheta_j \int_{\Gamma} \alpha_{ht} (w_j \vartheta_j - \vartheta_0) w_i d\Gamma \quad (4.43)$$

où, ϑ_0 est la température ambiante constante. Ceci est séparé des contributions qui entrent \mathbf{B} et \mathbf{b} , respectivement par,

$$B_{ij} = \int_{\Gamma} \alpha_{ht} w_j w_i d\Gamma \quad (4.44)$$

$$B_{ij} = \int_{\Gamma} \alpha_{ht} \vartheta_0 w_i d\Gamma \quad (4.45)$$

La condition aux limites radiatives est obtenue à partir de l'Eq (4.15) comme suit :

$$\int_{\Gamma} \dot{q}_n w_i d\Gamma = \sum_i \int_{\Gamma} \varepsilon_{rad} C_s ((w_j \vartheta_j)^4 - \vartheta_0^4) w_i d\Gamma \quad (4.46)$$

Dans [4.13], cette expression est linéarisée, en utilisant la solution de température du pas de temps précédent, ϑ^{n-1} ,

$$\int_{\Gamma} \dot{q}_n w_i d\Gamma \approx \sum_i \varepsilon_{rad} C_s \left[\int_{\Gamma} 4(w_j \vartheta_j^{n-1})^3 w_j \vartheta_j^n w_i d\Gamma - \int_{\Gamma} (3(w_j \vartheta_j^{n-1})^4 + \vartheta_0^4) w_i d\Gamma \right] \quad (4.47)$$

4.4.5 Intégration de temps à multiples vitesses (multiples constant du temps)

Un système d'équations électrothermiques faiblement couplé est défini pour étudier le comportement des parafoudres. Pour résoudre efficacement le problème FE couplé, un schéma d'intégration temporelle à plusieurs vitesses est adopté. L'idée d'exploiter les constantes de temps extrêmement différentes du sous-problème électrique et thermique a été introduite dans [2.17]. Dans ce travail, le problème des parafoudres électrothermiques couplés a été résolu sur la base de circuits d'éléments électriques et thermiques séparés. Cette approche est étendue à la discrétisation FE beaucoup plus impliquée par le calcul du problème couplé. Cela nécessite une analyse numérique détaillée pour garantir des résultats de simulation précis et des conditions de terminaison précises pour minimiser les coûts de calcul. Cette procédure de base a été présentée dans [4.15]. Il est, dans ce qui suit, récapitulé et prolongé.

4.4.5.1 Formulation de problèmes électrothermiques

Le problème électrothermique entièrement couplé discrétisé est basé sur (4.36), (4.41), et donné par,

$$\begin{pmatrix} K_\varepsilon^{n+1}u^{n+1} - K_\varepsilon^n u^n \\ M_{c_v}^{n+1}\vartheta^{n+1} - M_{c_v}^n \vartheta^n \end{pmatrix} + \Delta t \begin{pmatrix} K_\sigma^{n+1}u^{n+1} \\ (K_\lambda^{n+1} + B^{n+1})\vartheta^{n+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ \Delta t(\dot{q}^{n+1} + b^{n+1}) \end{pmatrix} \quad (4.48)$$

où les exposants indiquent le pas de temps auquel les variables sont évaluées. L'EQS et l'équation de conduction thermique transitoire sont couplés par les pertes de puissance, \dot{q}_p , qui sont évaluées sur la base de la solution de champ électrique EQS par

$$\dot{q}_p = \sigma(|E|, T)E^2 \quad (4.49)$$

Le terme \dot{q}_p du côté droit du sous-problème thermique sont donc composé des pertes de puissance et, si elles sont présentes, d'autres sources de chaleur. De plus, la conductivité électrique et la permittivité relative des matrices de rigidité, K_ε , K_σ dépendent respectivement de la température.

4.4.5.2 Schéma et implémentation d'intégration de temps multi-vitesses

Un problème de simulation critique est la mise en œuvre du couplage entre les deux problèmes. Les transitoires du système électrothermique sont régis par les constantes de temps électrique et thermique, respectivement τ_{el} , τ_{th} . Une approche de pas de temps à plusieurs vitesses est mise en œuvre afin d'exploiter la grande différence entre les constantes de temps électriques et thermiques. La constante de temps électrique, c'est-à-dire le temps de relaxation de charge, est défini par [3.23] :

$$\tau_{el} = \frac{\varepsilon(|E|, T)}{\sigma(|E|, T)} \quad (4.50)$$

Pour les parafoudres connectés au réseau, la conductivité électrique varie de six ordres de grandeur au cours d'une seule période de courant alternatif.

La plus petite valeur de la constante de temps est obtenue dans le pic de tension d'excitation alternative.

Ensuite, la conductivité atteint son maximum, $\sigma(|\hat{E}|, T) = \hat{\sigma}$. La constante de temps électrique est typiquement dans la plage de $\tau_{el} \approx 100\mu s$, pour un fonctionnement continu et $\tau_{el} \approx 1\mu s$, après une injection d'énergie impulsionnelle (Tableau. 4.2). La constante de temps thermique pour une configuration cylindrique symétrique est définie comme [4.17].

$$\varrho = \frac{\varrho^2 c_v(T)}{\lambda(T)} \tag{4.51}$$

Ici, ϱ est le rayon des varistances ZnO. En règle générale, la constante de temps thermique pour un parafoudre se situe entre une minute et une heure.

Paramètres électriques	$\varepsilon \left(\frac{As}{Vm} \right)$	$\hat{\sigma} \left(\frac{S}{m} \right)$		$\tau_{el}(s)$
	$6.2 \cdot 10^{-9}$	$4.0 \cdot 10^{-3}$		$1.6 \cdot 10^{-6}$
Paramètres thermique	$\lambda \left(\frac{W}{km} \right)$	$c_v \left(\frac{J}{km^3} \right)$	$\varrho(m)$	$\tau_{th}(s)$
	23	$3 \cdot 10^6$	$4 \cdot 10^{-2}$	160

Tableau 4.2 Calcul de la constante de temps pour les parafoudres en fonctionnement continu.

4.5 Couplage électrothermique

L'approche décrite ci-dessous, pour coupler le problème électrique et thermique dans la simulation des parafoudres ZnO a été développée dans [4.17].

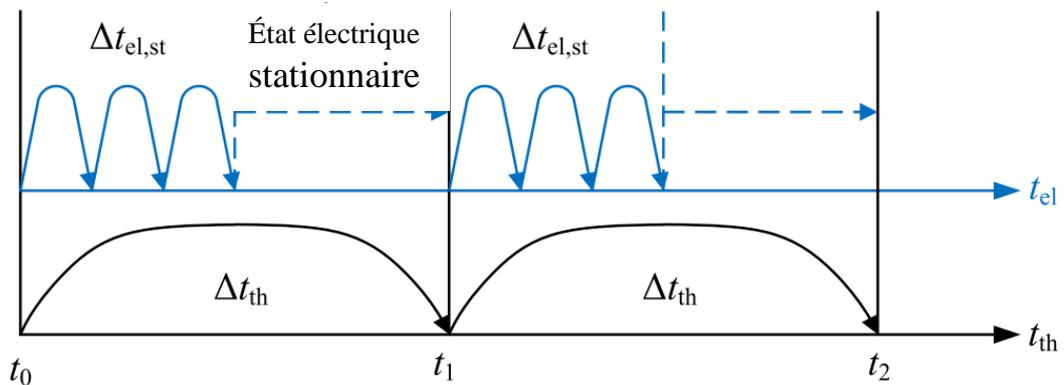


Figure 4.1 Représentation schématique du couplage électrothermique utilisant l'intégration de temps multi-vitesses.

Les constantes de temps électriques $\tau_{el} = \varepsilon / \sigma$ d'un parafoudre ZnO lorsqu'il fonctionne sur une tension alternative se situent dans la plage des microsecondes. En revanche, il existe des **constantes de temps thermiques** τ_{th} de l'ordre des secondes aux minutes. Étant donné qu'une approche électrothermique entièrement couplée devrait être effectuée avec la constante de temps électrique la plus petite, les problèmes qui se produisent en temps réel sur une période de quelques heures entraînent des temps de simulation trop élevés de quelques semaines, mois ou même années, même avec des géométries 2D symétriques en rotation.

Hinrichsen a déjà reconnu ce problème dans [2.17], c'est pourquoi il utilise son modèle de réseau pour calculer le comportement électrothermique des parafoudres ZnO pour résoudre le problème électrique et thermique dans des sous-programmes séparés. Le couplage des programmes partiels a lieu après l'achèvement d'une étape de calcul en échangeant la température ou la dissipation de puissance.

Dans [4.17], une approche similaire est utilisée avec l'intégration de temps multi-taux, avec laquelle les temps de simulation requis pour une simulation sur le terrain peuvent être réduits de quelques jours à quelques heures en fonction de la taille du modèle, du problème et du logiciel de simulation.

La procédure est expliquée ci-dessous à l'aide du processus schématique de la figure 4.1. Au début d'une simulation, le problème électrique est d'abord identifié avec un pas de temps électrique $\Delta t_{el} \leq 50 \mu s$ jusqu'à ce qu'un état électrique stationnaire soit atteint après l'intervalle de temps $\Delta t_{el, st}$ - quelques périodes de 50 Hz T_{50} .

La densité moyenne de perte de puissance de la dernière période se situe alors dans les résistances ZnO, selon l'Éq (4.40) calculé et transféré au solveur thermique comme source de chaleur.

$$\dot{q}_v \equiv p_{moy} = \frac{1}{T_{50}} \int_{T_{50}} \sigma |\vec{E}|^2 dt \quad (4.52)$$

Le problème thermique est ensuite calculé pour un pas de temps thermique Δt_{th} , dans lequel le champ électrique et donc la densité moyenne de perte de puissance peuvent être considérés comme constants.

Dans la procédure de [4.17], où un pas de temps thermique fixe Δt_{th} est attendu sur toute la durée de la simulation, le problème thermique est résolu jusqu'à un changement prédéfini de la température moyenne du parafoudre (par exemple $\Delta T \leq 5 \text{ K}$) est dépassé.

Le champ de température, en tant que solution au problème thermique, est transféré au solveur électrique dans une étape suivante et un état électrique stationnaire mis à jour est calculé.

Les deux sous-problèmes sont ensuite résolus, en alternant la densité de perte de puissance dans les résistances ZnO et le champ de température de toute la zone de calcul, jusqu'à ce qu'un temps précédemment défini ou une température moyenne de parafoudre spécifiée soit atteint.

Le premier s'applique au calcul d'un état électrothermiquement stationnaire, le second au calcul de profils de température stables ou instables après un apport d'énergie.

En raison de réglage adaptative du pas de temps thermique t_{th} introduit dans ce travail, une distribution stationnaire de la température des modèles de parafoudre étudiés peut être calculée en quelques heures. Cela signifie une réduction des temps de simulation obtenus avec COMSOL Multiphysics® par rapport à une approche avec un pas de temps fixe ($\Delta t_{th} = 100s$) d'un facteur compris entre 10 et 50. Le temps de calcul est encore inférieur aux temps requis en temps réel pour atteindre un état stable en laboratoire.

4.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié numériquement le comportement thermique des éléments constituent le parafoudre ZnO soumise à des énergies électrique. Tout d'abord, l'origine des différents phénomènes de transfert de la chaleur dans parafoudre ZnO a été abordée. En effet, la structure de parafoudre nécessite de savoir le mode des transferts de chaleur dans les directions radiale et axiale, pour déterminer les paramètres thermiques de chaque partie de parafoudre ZnO, en utilisant, la technique analogique des circuits électriques. Cette technique n'est que "globale dans chaque région du parafoudre" et ne permet pas une étude précise de la répartition de la température (localisation des points chauds par exemple).

Par conséquent, une analyse thermique numérique rigoureuse sera préférable pour estimer la distribution de la température d'une géométrie complexe. Nous avons évoqué la méthode des éléments finis qui correspond à la méthode utilisée par notre simulateur de référence (Comsol multiphysique). Les principales étapes de base ont été exposées ; à partir de l'exemple du traitement de l'équation de la chaleur. En effet, il s'agissait d'exposer le couplage électrothermique des matériaux constituent le parafoudre ZnO, en tient compte les non-

linéarités des paramètres électriques et thermique de tel manière déterminer les constante des temps électrique et thermique.

Chapitre 5

*Résultats de
simulation et
discussion*

5.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons tout d'abord le logiciel de simulation. Puis, Nous allons exposer les résultats de simulation du comportement électrothermique des parafoudres ZnO. En plus d'une interprétation des résultats, ce chapitre valide le modèle de simulation et discutent les facteurs d'influence possibles. La dépendance du modèle électrothermique est basée sur la variation des paramètres du modèle électrique en fonction de la température et sur la variation des propriétés physiques des matériaux constituant le parafoudre ZnO, notamment les propriétés du ZnO. Afin de présenter la validation du modèle, nous choisissons deux configurations se différenciant par la nature des signaux électriques injectés dans le parafoudre ZnO ou par les propriétés physiques des matériaux. Une comparaison est faite entre les énergies thermiquement absorbables déterminées avec un équivalent thermique et un parafoudre complet après les entrées d'énergie impulsionnelle.

5.2 Modèle de simulation

Pour effectuer les simulations dans le cadre de ces travaux, un logiciel de simulation doit être utilisé qui, outre l'exigence obligatoire de faisabilité des examens prévus, remplit également les conditions supplémentaires suivantes :

Disponible dans le commerce : Il devrait être possible pour les utilisateurs ultérieurs d'effectuer des simulations avec les méthodes présentées ici et dans les mêmes conditions aux limites aussi facilement que possible ;

Groupe d'utilisateurs établi : un logiciel doit être utilisé qui a déjà une grande expérience utilisateur, en particulier chez les fabricants et les utilisateurs de parafoudres.

Un logiciel qui remplit les conditions mentionnées est le COMSOL Multiphysics®. En plus du package de base, les modules "Module AC / DC", "Module de transfert de chaleur" et "LiveLink™ pour MATLAB®" sont utilisés. Le "module de transfert de chaleur" est principalement nécessaire pour prendre en compte le rayonnement entre les surfaces dans l'entrefer d'un parafoudre.

«LiveLink™ for MATLAB®» est parfois utilisé pour l'exécution alternée en boucle du solveur électrique et thermique et peut en principe être remplacé par une implémentation

utilisant "l'API COMSOL pour une utilisation avec Java®" déjà incluse dans le package de base.

Le module de transfert thermique de Comsol Multi physique permet la prise en compte de Plusieurs phénomènes thermiques : conduction, convection et rayonnement.

Le diagramme de la Figure 5.1, illustre les différents paramètres du modèle

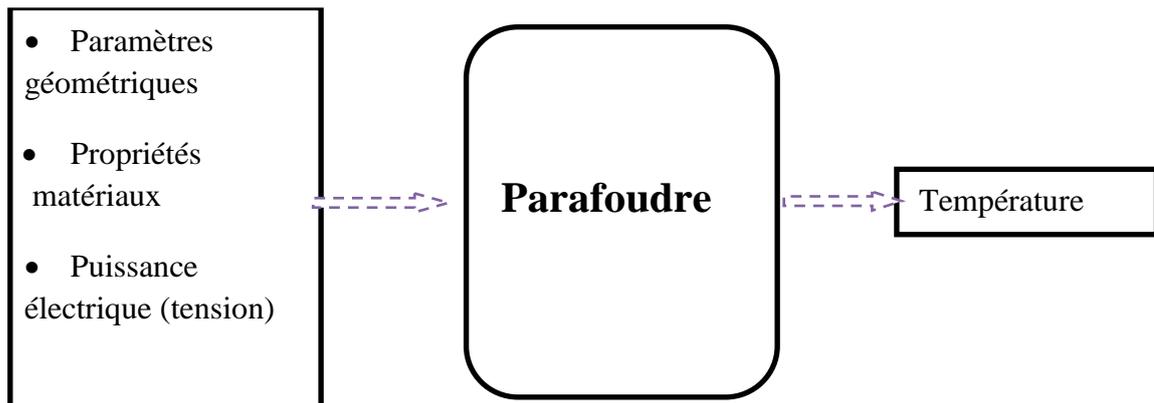


Figure 5.1 Diagramme de la température dans le parafoudre ZnO.

5.3 Implémentation des modèles électrothermique

Le modèle Électrothermique peut être modélisé sous différentes manières comme mentionné précédemment par analogie avec des circuits électriques ou par simulation informatique. De nos jours, la simulation informatique est largement utilisée pour la modélisation car elle est plus précise, flexible, cohérente et rapide. La simulation numérique utilise des équations mathématiques qui représentent les phénomènes électriques et thermiques liés au fonctionnement du parafoudre. Ces phénomènes comprennent principalement l'absorption d'énergie dans les composants actifs du parafoudre et la dissipation de cette même énergie par transfert de chaleur.

5.4 Validation du modèle par un parafoudre ZnO 18 kV

Les résultats présentés ci-dessous ont d'abord été rapportés dans la littérature [2.44] par l'auteur.

Pour valider le modèle de simulation, l'élévation de température simulée pendant 4 heures après l'application d'une tension d'essai U1 pour le type de parafoudres de 18kV sont comparées. Les figures (5.3.b ; 5.4 ; 5.4 courbe noir) montrent les courbes correspondantes pour la configuration du parafoudre avec enveloppe en porcelaine.

5.4.1 Propriétés électriques des matériaux

La simulation électrothermique demande de connaître les paramètres physiques des matériaux, qui sont nécessaires pour résoudre les différentes équations physiques présentées ultérieurement. Comsol Multiphysics possède pour cela une base de données contenant un ensemble de valeurs numériques pour les différentes constantes physiques caractérisant les matériaux.

Selon D.Z. Fritz [2.14]. La conductivité électrique du ZnO fonction de la température est donnée par :

$$\sigma(E, T) = \sigma_0 \exp(\beta_T \cdot T) \exp(\beta_E \cdot E) f(E - E_C) \quad (5.1)$$

Avec :

σ : Conductivité électrique de ZnO en [S/m].

$\beta_T, \beta_E, \sigma_0$: constants.

E : Champ électrique aux bornes de la varistance en [V/m].

T : Température en [°K].

$f(E - E_C)$: Impulsion initiale.

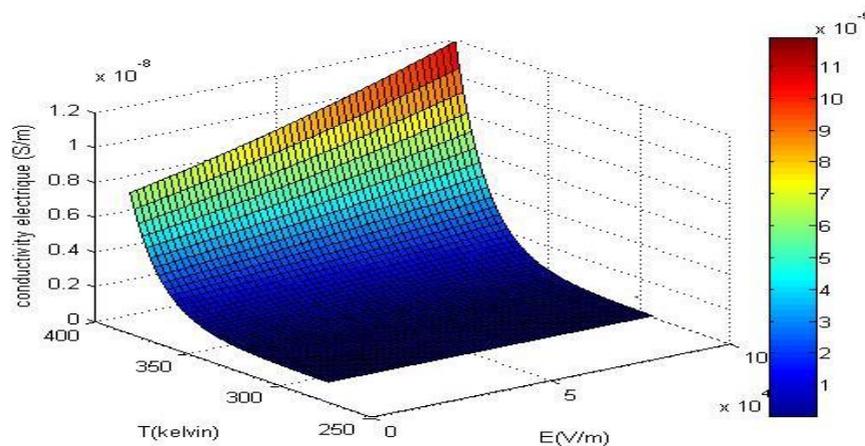


Figure 5.2 Variation de la conductivité électrique en fonction de la température et du champ électrique.

La figure 5.2 montre la variation de la conductivité électrique, la variation de la température et du champ électrique. Selon la littérature [2.14] et l'Eq (5.1): $f(E - E_C) = 1$.

L'équation (5.1) de la caractéristique $V(I)$ présente l'avantage de tenir compte à la fois de l'effet de la température et des différentes grandeurs électriques et physiques du matériau.

5.4.2 Propriétés thermiques des matériaux.

Type de matériau	Conductivité thermique k [W/(m·K)]	Capacité calorifique C_p [J/(kg·K)], (20 °C)	La densité volumique ρ_m [kg/m ³]	Émissivité de surface ϵ_{rad}
Varistance ZnO	21,5 et 23,7	485	5476 et 5423	0,96
Porcelaine	1,6 (1,2 à 2,6 ([5.1]))	750 à 900 ([5.1])	2400	0,85
Aluminium	160	883	2787	0.24

Tableau 5.1 Propriétés thermique des matériaux de parafoudre ZnO.

Le modèle électrothermique du parafoudre, est constitué par l'équation de la chaleur et l'équation du potentiel électrique.

L'équation de la continuité :

$$-\nabla \cdot (\sigma \nabla V) = 0 \quad (5.2)$$

Le Transfert de chaleur :

$$\rho_m \cdot C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) = Q \quad (5.3)$$

Le lien entre les deux équations est l'effet joule, défini par :

$$Q = \sigma |\nabla V|^2 \quad (5.4)$$

Avec :

Q : Flux de chaleur (W/m³),

V : Tension (V),

σ : Conductivité électrique (S/m),

C_p : Capacité calorifique à pression constante (J/kg .K),

T : Température (K),

ρ_m : Masse Volumique (kg/m³),

k : Conductivité thermique (W/m. K).

Les échanges thermiques sont des phénomènes de transfert d'énergie sous forme de chaleur (conduction, convection et rayonnement).

Chaque mode de transfert de chaleur étant caractérisé par une équation de flux de chaleur. Cette chaleur va être transmise suivant ces trois types de phénomènes :

Le transfert de chaleur par conduction s'appuie sur la loi de Fourier, traduisant la relation existant, en chaque point d'un corps, entre le flux thermique et le gradient de température :

$$\vec{q}_c = -k \overrightarrow{\text{grad}} T \quad (5.5)$$

Avec :

q_c : la densité de flux de chaleur (W. m⁻²),

$\overrightarrow{\text{grad}} T$: le gradient de température (K.m⁻¹).

Ainsi dans le cas d'une conduction multidimensionnelle, la densité de flux de chaleur, s'exprime :

$$\vec{q}_c = -k(\vec{u}q_x + \vec{v}q_y + \vec{w}q_z) = -k \left(\vec{u} \frac{\partial T}{\partial x} + \vec{v} \frac{\partial T}{\partial y} + \vec{w} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (5.6)$$

Le flux thermique dû à la convection est donné par la loi de refroidissement de Newton et l'éq(4.4) :

$$q_v = h_c A (T_s - T_{\text{amb}}) \quad (5.7)$$

Avec :

h_c : Coefficient de convection (W.m⁻². K⁻¹),

A : Aire de la surface en contact avec le milieu ambiant,

T_s : Température à la surface du corps,

T_{amb} : Température du milieu ambiant.

À partir de l'Eq (4. 18), La puissance thermique de rayonnement de la surface i à la surface j est dérivée de la loi de Stefan- Boltzmann. Dans le cas d'un rayonnement mutuel :

$$J_r = \sigma_B \epsilon_{rad} A_i F_{ij} (T_s^4 - T_{amb}^4) \quad (5.8)$$

Avec :

σ_B : Constante de Stefan- Boltzmann ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W. m}^{-2} \cdot \text{K}^4$),

ϵ_{rad} : Émissivité de la surface i ,

F_{ij} : Facteur de forme $i \rightarrow j$ (surface j vue d'un point de surface i),

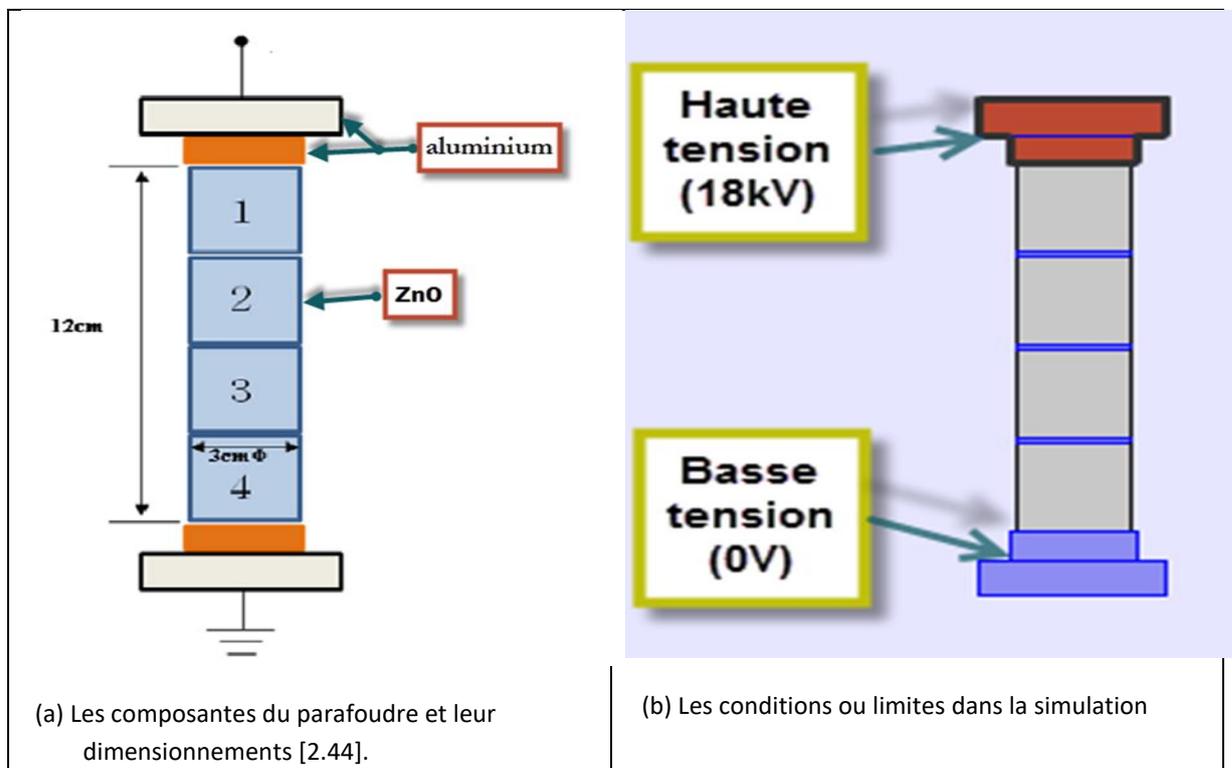


Figure 5.3 Parafoudre ZnO à 18kV et leur dimensionnements

Les résultats de simulation sont illustrés dans les figures (5. 3b ; 5.4b courbe rouge).

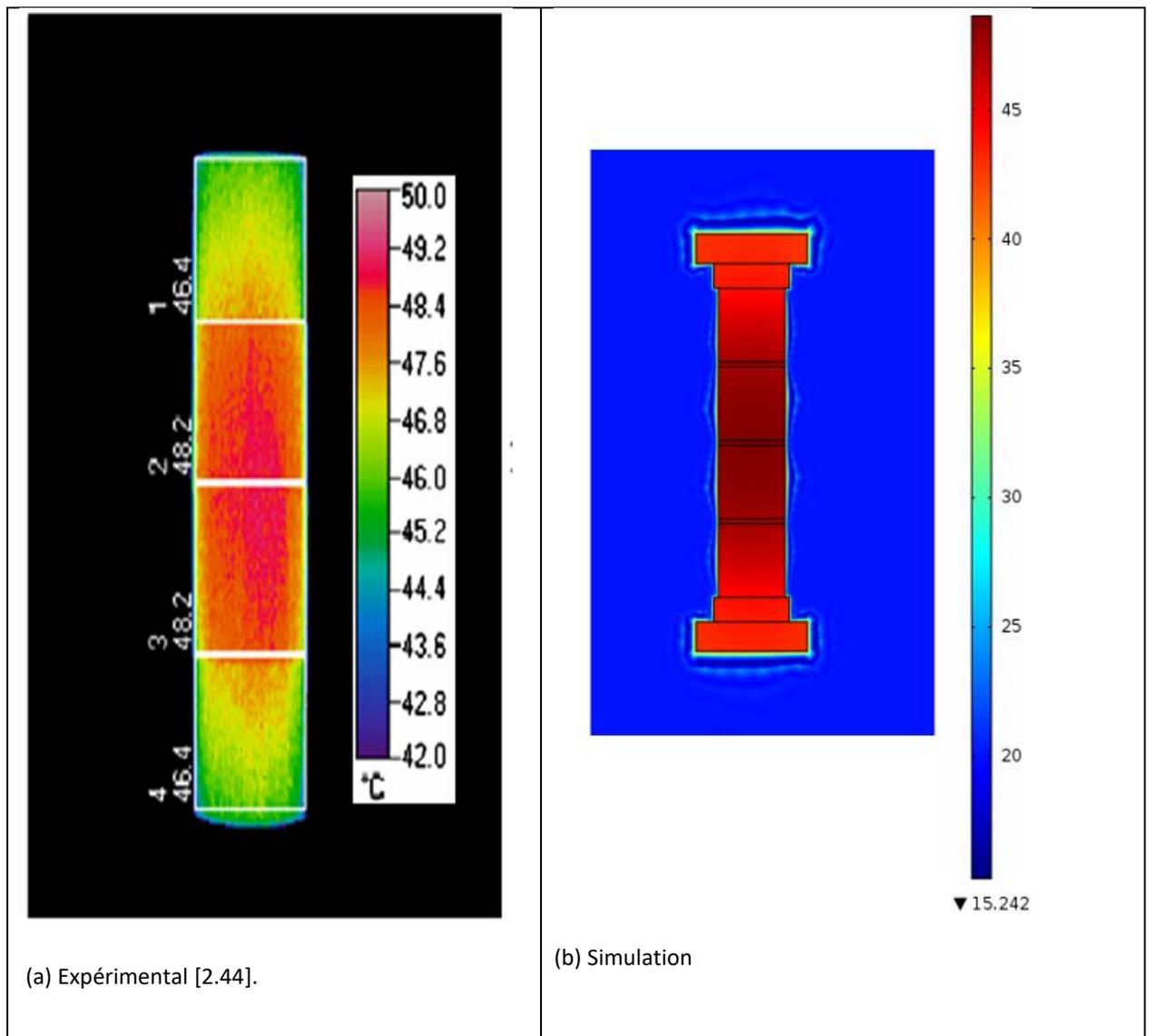


Figure 5.4 Distribution de la température sur le parafoudre après 4 heures.

Dans le cas du parafoudre non contrôlé, les profils de température simulés et publiés sont en bon accord, mais les températures simulées ont tendance à être légèrement inférieures aux températures publiés dans le haut, le troisième élément et légèrement au-dessus de la température simulée.

Le temps jusqu'à ce qu'un état stationnaire ($\Delta T < \frac{1K}{h}$) soit atteint est légèrement augmenté dans toutes les configurations dans le cas de simulation par rapport aux publiés. La présence d'une convection légèrement forcée, une légère augmentation de la température ambiante ($\Delta T_{amb} < 3K$) avec l'avancement du temps de simulation, et d'autre part des imprécisions dans l'approximation des paramètres du modèle sont supposées. En particulier,

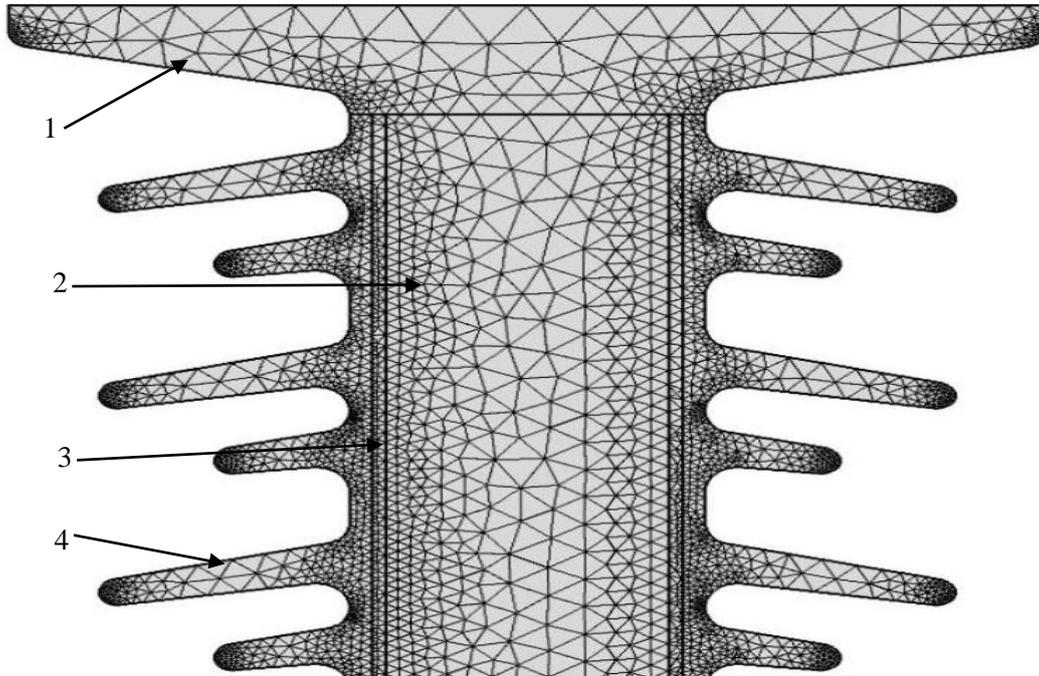
l'hypothèse que le transfert de chaleur convectif est le même dans tout l'entrefer entre la partie active et l'intérieur du enveloppe exprimé en termes de conductivité effective a une influence sur les profils de température déterminés.

Pour le parafoudre avec enveloppe en porcelaine, les écarts les plus importants se produisent dans la zone du deuxième élément, mais une très bonne concordance peut également être obtenue dans le troisième élément le plus important.

5.5 Simulation du comportement électrothermique des parafoudres ZnO 110kV

5.5.1 Géométrie et Paramètres de modèle

En raison de la non-linéarité élevée des varistances ZnO, afin d'obtenir des solveurs convergents a une précision de solution élevée, en plus de la sélection de petits pas de temps. Un maillage à haute résolution est nécessaire dans le domaine de la géométrie des parafoudres, en particulier les varistances ZnO hautement non linéaires.



1 - ligne d'alimentation haute tension, 2 - résistance ZnO, 3 - entrefer, 7 - enveloppe en porcelaine.

Figure 5.5 Maillage du domaine de calcul du parafoudre ZnO.

Un modèle 2D symétrique en rotation est donc utilisé pour réduire la taille du modèle et donc les temps de calcul. Selon l'évaluation de leur influence sur la distribution potentielle du parafoudre, modélisé avec une géométrie simplifiée.

L'ensemble de la zone de calcul a les dimensions $h = 1.30$ m, $b = 0.30$ m est fixé à ses limites au potentiel nul ($\phi = 0$ V). La hauteur sélectionnée correspond à la valeur réelle du hall, la largeur sélectionnée résulte des investigations, présentées sous-dessous. Pour la suite des études de convergence, différentes tailles maximales d'éléments sont autorisées pour le réseau généré automatiquement composé de triangles individuels. Pour le modèle illustré à la figure 5.4, le nombre d'éléments est : 72000.

Zone de modélisation	Taille maximale des éléments
Varistances ZnO	6 mm
Entrefer et enveloppe	9 mm
Espace aérien environnant ($r \leq 1$ m)	10 cm

Tableau 5.2 Taille maximale des éléments dans différentes zones du modèle en fonction de la distance radiale r .

5.5.2 Distribution de la température en régime continu

On a appliqué une tension 110kV sur l'électrode supérieure, à une température ambiante 20°C, le temps de simulation est 2h15 minute, les résultats de simulation sont montrés dans les figures suivantes :

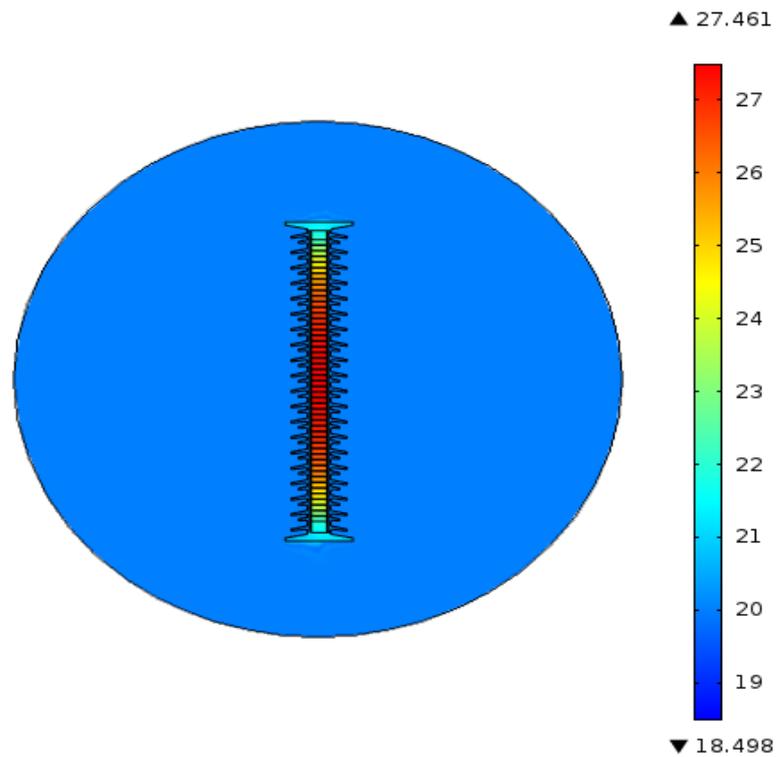


Figure 5.6 Distribution de la température sur le parafoudre après 2h15 minutes.

À partir de la figure 5.6 on voit que la température dans le parafoudre varie entre 20°C et 27°C. La température est maximale dans la varistance et minimale aux électrodes.

La figure 5.7 représente le profil thermique suivant l'axe $x = 0$ en fonction de temps pour un parafoudre 110kV en régime continu.

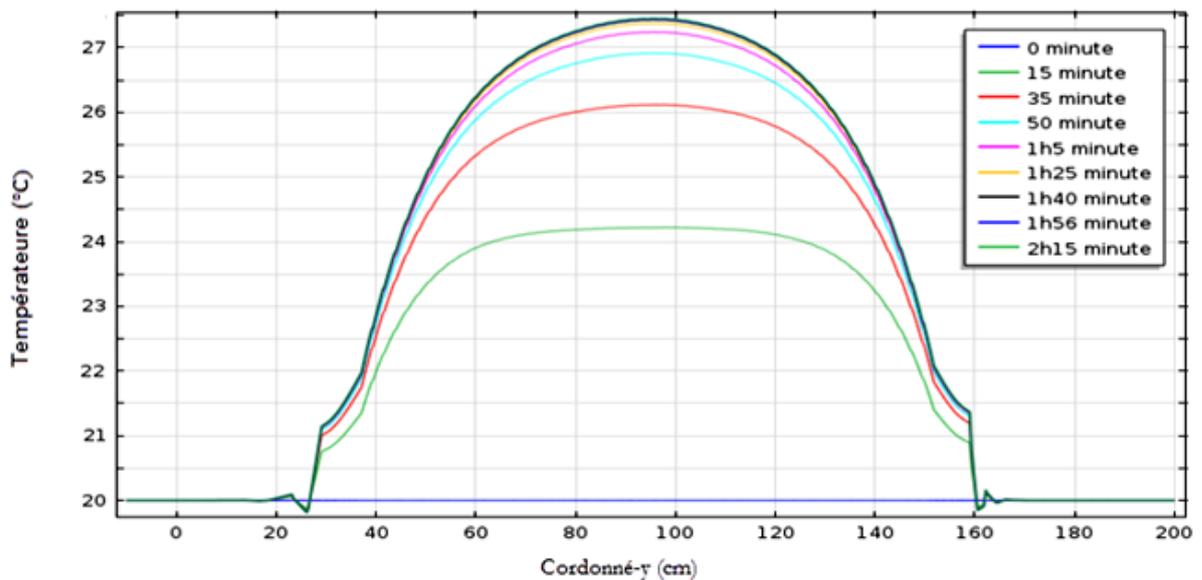


Figure 5.7 Profil thermique suivant l'axe $x = 0$ en fonction de temps.

Lorsque la tension continue est appliquée pendant 2h15 minute, d'après la figure 5.6 on a vu que une distribution de la chaleur non uniforme dans les varistances, on a observé que les bloque de ZnO proche de l'électrode d'aluminium se caractérise par une baisse température, parce que les électrodes métalliques (Aluminium) facilitent le dégagement de la chaleur sur les deux extrémités de parafoudre. Par contre la température augmente jusqu'à la valeur maximale au milieu du parafoudre, à cause de la faible quantité de la chaleur dégagé.

Pour déterminer la distribution de la température au milieu du parafoudre, on a choisi plusieurs points dans des différentes hauteurs. Tel que la hauteur de référence ($h=0$) à l'électrode de basse tension, les résultats de simulation sont montrés par la figure 5.8.

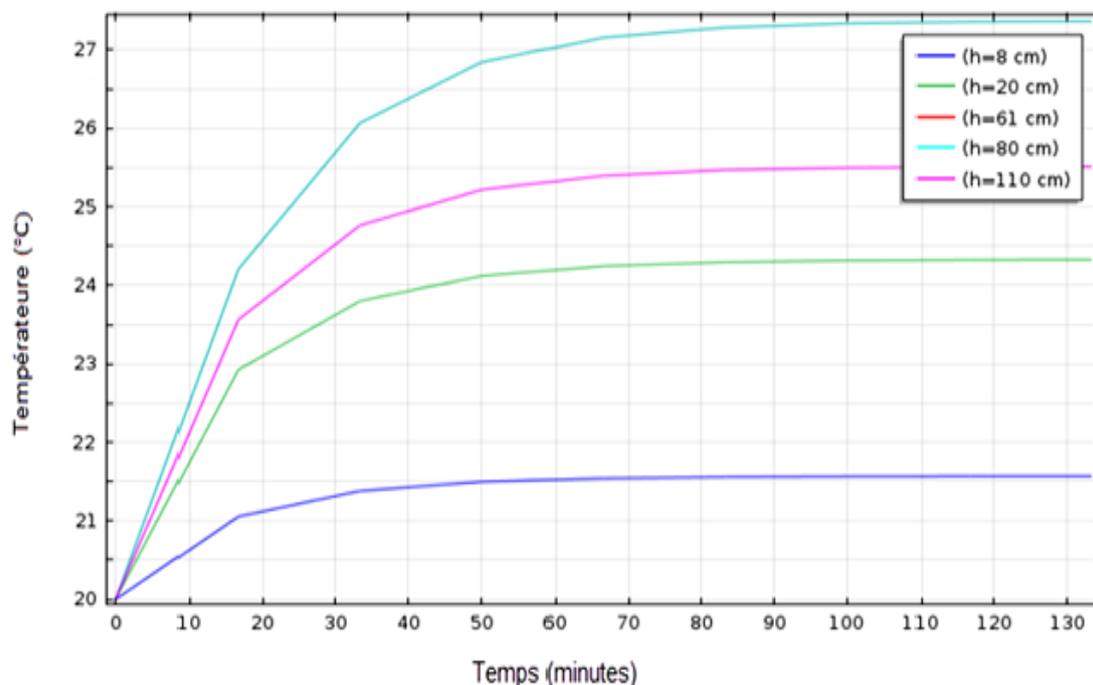


Figure 5.8 Profil thermique dans plusieurs points en fonction de temps

Cependant, les augmentations de température dans les varistances de milieu qui peuvent être observées dans le cas du parafoudre ZnO, dans l'intervalle $[0, 100\text{min}]$ la variation de température proportionnelle avec le temps. D'après la figure 5.7, à partir de 100 minutes la valeur de température reste constante avec l'augmentation du temps, grâce à l'égalité de la puissance générée et la puissance dissipé. Ces augmentations ne peuvent pas être entièrement expliquées par les caractéristiques de perte de puissance, car en conséquence plutôt une sous-estimation des températures.

5.5.3 Distribution de la température en régime transitoire

En appliquant une tension transitoire (foudre, manœuvre), dans une température ambiante 20°C , avec un temps de simulation égale 1h15.

La surtension appliquée est de foudre bi-exponentiel à 1.2/50 μs, la forme d'onde est donnée par l'Eq 5.9 :

$$V(t) = \eta \frac{\alpha_1 V_0}{\sqrt{\alpha_1^2 - 1}} \left[e^{\left(-\frac{(\alpha_1 - \sqrt{\alpha_1^2 - 1})t}{\theta} \right)} - e^{\left(-\frac{(\alpha_1 + \sqrt{\alpha_1^2 - 1})t}{\theta} \right)} \right] \quad (5.9)$$

Après un temps de simulation de 60 min, le résultat de distribution de la température sur le parafoudre a sont montrés dans la figure 5.9.

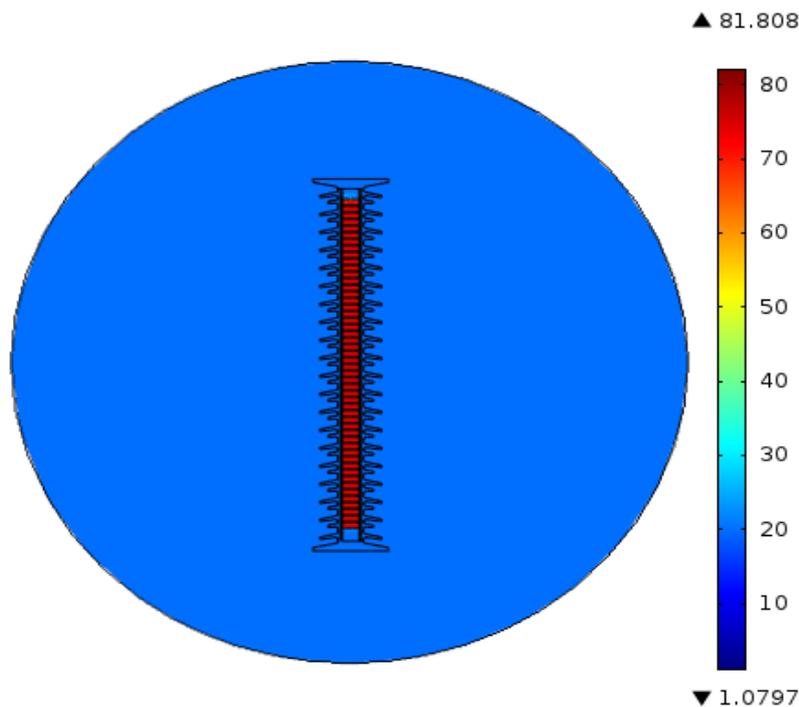


Figure 5.9 Distribution de la température le long de parafoudre après 60 minutes.

Au régime transitoire (foudre), la température des blocs de ZnO augmente jusqu'à 81°C après 60 minute. La température dans les varistances est presque la même.

La figure 5.9 représente Profil thermique en fonction de temps au point de milieu sous régime transitoire.

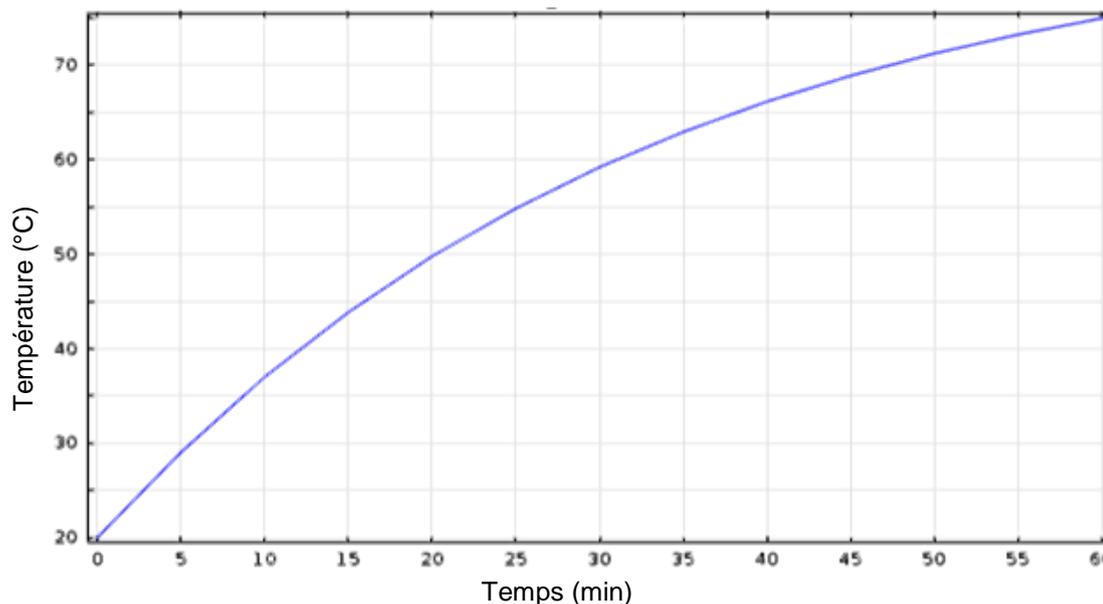


Figure 5.10 Variation de la température en fonction de temps (point de milieu)

Fondamentalement, l'observation faite dans le paragraphe précédent confirme que le modèle de simulation conduit à des résultats très précis, en particulier à des températures élevées.

Pour étudier plus en détail l'effet des régimes de tension transitoire, la distribution de la température associée pour le parafoudre ZnO non contrôlé manière optimale avec enveloppe en porcelaine est illustrée à les figure 5.9 et 5.10, la densité de la perte de puissance électrique dans chaque cas directement après l'application d'une tension de test U_1 et à l'état d'équilibre après une heure. À partir des profils de température simulés des températures des parafoudres dans la figure 5.8, les déclarations suivantes peuvent déjà être faites à ce stade, la température du parafoudre augmente proportionnellement avec le temps d'application jusqu'à atteindre 75 degré. Les augmentations de température dans les varistances de ZnO ne peuvent pas être entièrement expliquées par les caractéristiques de perte de puissance de la figure 5.8, car en conséquence plutôt une sous-estimation des températures. Dans les varistances de milieu devrait donc se produire à des températures $T < 80$ °C.

L'effet comparatif de tension sur la distribution la température après l'application de la tension d'essai ($t = 0$ h) est clairement visible. À ce stade, dans le cas de régime transitoire, entre

la température la plus élevée et la température la plus basse aux bornes de colonne des varistances ZnO, il existe un facteur d'environ deux, tandis que dans le cas du régime permanent, ce facteur n'est qu'inférieur à 1,5. Il est également constaté que la température maximale qui se produit est limitée à des valeurs de tension inférieures à $(1,2U_1)$ correspondant à environ $(1,3 \cdot U_c)$.

Les sections de simulation du comportement électrothermique des parafoudres ZnO discutent donc de l'influence de différents régimes sur la distribution de température. Lorsque la température des blocs de ZnO dépasse la limite, elle provoque un déséquilibre thermique entre la chaleur générée et la chaleur dégagée (l'emballement thermique). On conclut que les phénomènes de dégradation et l'emballement thermique du bloc parafoudre ZnO sont liés directement à la température de limite, qui détermine les processus de génération et du dégagement de chaleur.

5.6 Refroidissement sous tension

Les résultats thermiques de régime transitoire sont pris comme état initial pour l'étude de refroidissement naturel, pendant 4heurs le résultat de la simulation est montré dans la figure 5.11.

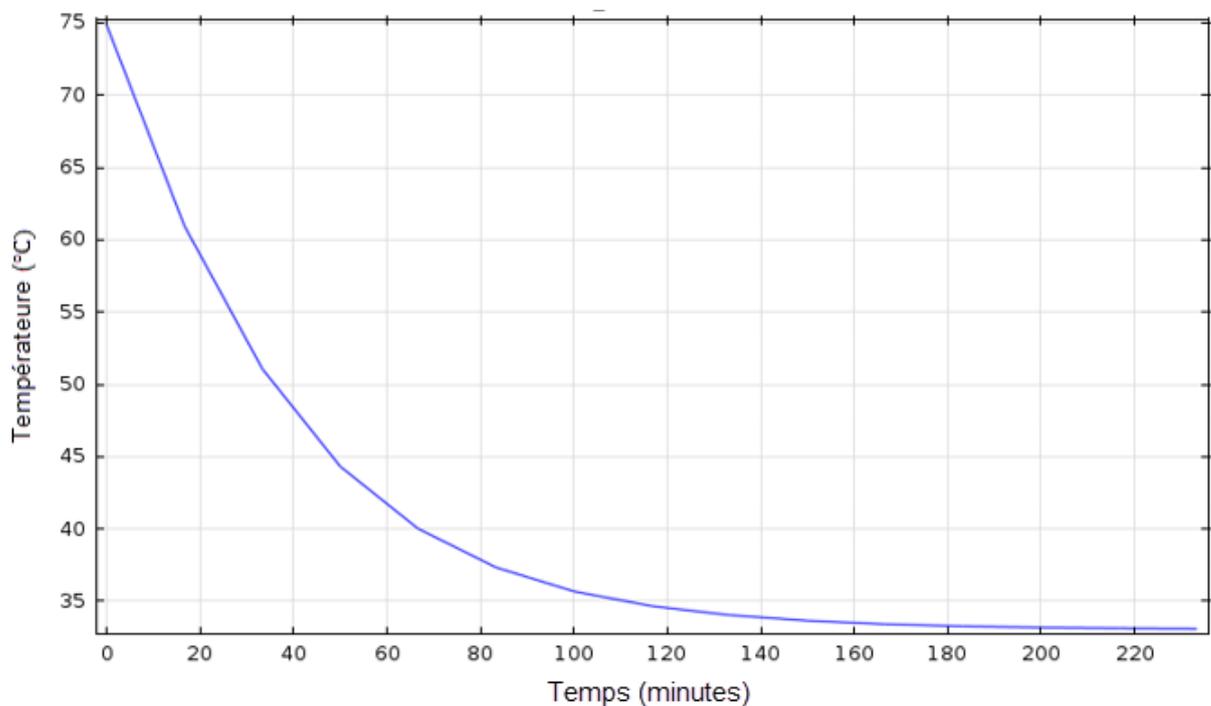


Figure 5.11 Refroidissement naturel en fonction de temps du parafoudre ZnO

Selon la procédure décrite jusqu'à présent, dans le cas à déterminer les caractéristiques de la stabilité thermique de ce parafoudre à partir de la quantité de chaleur dégagé directement par ce dernier. Les valeurs obtenues dans la partie médiane des varistances ZnO à température ambiante de 20° C qu'il est illustré à la Figure 5.11. La répartition de la chaleur en fonction du temps donné par :

$$T(t) = (T_0 - T_a) \exp(-t/\tau_{th}) + T_{amb} \quad (5.10)$$

Avec :

τ_{th} : Constante de temps thermique.

T_a : Température ambiante 20° C.

Le temps de dissipation de la chaleur t doit correspondre à la constante de temps τ ($t = \tau$), et on l'introduise dans l'équation précédent on obtient $T = 40^\circ\text{C}$, on projette cette valeur de température sur la courbe 5.11 en trouve $t = 68$ min.

5.7 Conclusion

Dans le présent travail, il a été examiné l'influence des régimes de potentiel opérationnel des parafoudres ZnO sur le comportement thermique, pour assurer un contrôle de fonctionnement sûr pendant toute la durée de vie du parafoudre. Outre les restrictions dans les réseaux à très haute tension, cette question est également pertinente pour les parafoudres dans le niveau de haute et très haute tension, car son taille détermine l'espace requis et donc les coûts d'installation d'un parafoudre.

Dans une série de simulations, réalisés sur un parafoudre ZnO avec un enveloppe en porcelaine de tailles différentes sans anneau de contrôle, il a été possible de montrer que le régime de potentiel transitoire a une influence majeure sur la moyenne et le maximum températures du parafoudre atteintes en régime permanent.

Cependant, aucune influence sur les limites de stabilité thermique déterminées après des injections de courant alternatif pendant une durée de quelques minutes. La capacité d'absorption d'énergie thermique d'un parafoudre n'est donc évidemment influencée, que par les différences de température en régime permanent. Ce résultat confirme des études antérieures de la littérature.

Afin de vérifier si les résultats obtenus s'appliquent des injections d'énergie impulsionnelle, un modèle de simulation a été développé à partir d'approches existantes. Un

logiciel FEM disponible dans le commerce a été utilisé comme environnement de simulation, et un solveur dépendant du temps a été utilisé pour prendre en compte les effets du courant de résistance ZnO inharmonique. Pour limiter les longs temps de simulation qui ne seraient pas appropriés, une géométrie de modèle bidimensionnelle à symétrie de rotation a été choisie.

Les techniques réalisées dans le cadre de ce travail par rapport aux modèles de simulation déjà décrits dans la littérature sont résumées ci-dessous.

Afin de pouvoir calculer le comportement électrothermique d'un parafoudre sans connaissance préalable des températures attendues et également d'augmenter la qualité des résultats (y compris le comportement à l'échauffement), un recalcul adaptatif des équations d'approximation thermique a été introduit pour déterminer la convection processus de transfert de chaleur.

Étant donné que ce recalcul adaptatif entraîne une augmentation du temps de simulation, une commande de pas de temps adaptative du solveur thermique a également été introduite. Par rapport à un calcul avec un pas de temps thermique constant, le temps de résolution du modèle de simulation a été réduit d'un facteur allant jusqu'à 50. Les temps de simulation nécessaires pour calculer l'état d'équilibre d'un parafoudre haute tension sont mêmes d'un facteur 2 à 3 inférieurs aux temps dont un parafoudre a besoin en temps réel.

Étant donné qu'avec les modèles de simulation 2D précédents, seuls les parafoudres en haute tension totalement symétriques en rotation pouvaient être calculés électrothermiquement.

Chapitre 6

*Conclusion générale
et perspectives*

6.1 Introduction

Cette thèse était dédiée à la simulation électrothermique de parafoudres à oxyde métallique en particulier ZnO, qui joue un rôle indispensable dans la protection des composants de réseau d'énergie électrique. Le noyau d'un parafoudre est constitué de varistances ZnO, qui absorbent les énergies d'impulsion en raison d'une caractéristique de conductivité de type interrupteur. Le défi de la simulation des parafoudres consiste donc à résoudre avec précision le champ électrique non linéaire et la dépendance à la température des varistances ZnO. Par conséquent, le problème électrothermique couplé transitoire doit être résolu afin d'optimiser la conception d'un parafoudre et de comprendre son comportement dans des conditions de fonctionnement extrêmes.

6.2 Résumé des Résultats :

Des progrès dans la simulation des parafoudres ont été réalisés en introduisant un modèle électrothermique détaillé. Le modèle électrique est basé sur l'approximation électro-quasi-statique. Il a été montré que, pour reproduire avec précision le comportement du parafoudre, la conductivité électrique et, en particulier, la permittivité des varistances ZnO doivent être représentées par des caractéristiques non linéaires du matériau dépendant du champ et de la température. Des fonctions de matériel analytique ont été proposées, qui ont été obtenus en ajustant les caractéristiques U-I mesurées des varistances ZnO dans la région de fuite et de claquage précoce.

Une procédé approprié pour déterminer la dépendance de l'intensité de champ de la permittivité relative des varistances ZnO a été déterminé à partir d'approches connues dans la littérature et a été développé de manière à ce qu'un calcul puisse être effectué indépendamment de la connaissance préalable de la conductivité électrique. Cette amélioration est importante dans la simulation où les erreurs de calcul de la conductivité électrique n'affectent plus la permittivité relative calculée.

Il a pu être prouvé qu'avec les conductivités électriques calculées en fonction du champ et de la température et les permittivités relatives des varistances ZnO, une correspondance presque parfaite entre les courbes de courant publiées et simulées d'une seule résistance ZnO et d'un parafoudre complet peut être obtenue. Des écarts ne peuvent être observés que lorsque les effets de relaxation manifestement présents et déjà connus de la littérature ne sont pas pris en

compte. Cependant, ces écarts apparaissent principalement dans le domaine des faibles champs et n'ont donc qu'un impact mineur sur la qualité des simulations réalisées.

Une validation réussie du modèle de simulation a été effectuée en comparant les températures des parafoudres stationnaires déterminées expérimentalement avec d'autres obtenus par la simulation, ainsi les limites de stabilité thermique après une injection d'énergie en courant alternatif.

En particulier, on a pu montrer que les modifications apportées au modèle de simulation dans ce travail ont une influence décisive sur la qualité des résultats de simulation. Des investigations complémentaires ont permis pour la première fois que limites de stabilité thermique d'un parafoudre complet, sans anneaux de commande, à déterminer en fonction des injections d'énergie impulsionnelle. Une influence faible mais insignifiante de la taille de parafoudre sur l'énergie thermiquement applicable du parafoudre a pu être déterminée, qui résulte principalement des capacités thermiques différemment chargées en régime permanent. Les énergies thermiques calculées des configurations examinées diffèrent légèrement les unes des autres, principalement en raison des différences de températures du parafoudre en régime permanent.

Cependant, une réduction de la taille de parafoudre ZnO ne conduit qu'à une réduction non critique de l'énergie thermique qui peut être introduite. Sur la base de ces résultats, on peut répondre par l'affirmative à la question de savoir s'il est possible de modifier les tailles des allaites d'enveloppe habituelles aujourd'hui. Cela signifie également que les restrictions dans le dimensionnement des parafoudres ZnO dans la plage de haute tension ne doivent pas être considérées comme critiques. Le facteur limitant la conception des parafoudres ZnO n'est pas la caractéristique de la distribution asymétrique du potentiel et de la température, mais les températures maximales du parafoudre qui se produisent en régime transitoire. Si aucune mesure n'est prise (par exemple des matériaux résistants à la température), des températures trop élevées pourraient à long terme réduire la résistance mécanique des matériaux de l'enveloppe et donc de l'ensemble du parafoudre.

Pour les parafoudres de type station de modélisation thermique, les effets de la convection naturelle et du rayonnement thermique dans l'entrefer ont été pris en compte. La durée thermique transitoire dans le parafoudre est très longue, par rapport à la durée électrique qui requise une résolution extrêmement fine, en raison de la caractéristique non linéaire du ZnO, cela constitue un problème majeur. Le schéma d'intégration temporelle multi-vitesses utilisé

dans cette thèse exploite les constantes de temps fortement différents et la période de l'excitation en tension alternatif.

Dans la deuxième étape, Des simulations ont été effectuées pour un parafoudre ZnO sans l'anneau de contrôle afin de mieux démontrer les effets d'un régime transitoire, les pertes de puissance et des distributions de température qui en résultent. Sur la base des simulations reproduisaient des résultats publiés du parafoudre en régime permanent, une procédure systématique pour traiter le régime transitoire des parafoudres basée sur des simulations numériques a été proposée. Afin d'obtenir un modèle numériquement approprié pour la procédure de refroidissement naturelle, un modèle de parafoudre équivalent bidimensionnel a été introduit. En particulier, le modèle équivalent, utilisant les résultats de régime transitoire comme starter de refroidissement, donne une approximation très précise de la température au milieu de parafoudre ZnO.

6.3 Recommandations de recherche futures

Sur la base des connaissances acquises dans ce travail, concernant la possibilité de simuler le comportement électrothermique des parafoudres complets, ainsi que sur la base des résultats des recherches menées, les recommandations suivantes :

Le choix d'un régime permanent corrigé comme tension d'essai dans le test de vieillissement (Test pour vérifier la stabilité thermique à long terme sous tension de fonctionnement continue) ne semble pas raisonnable selon la procédure actuelle de la norme, car seule l'augmentation de tension maximale déterminée à la suite d'un déséquilibre de potentiel à l'état non chauffé du parafoudre est prise en compte. Cependant, en régime permanent, en raison de l'échauffement de la partie active, un désalignement potentiel modifié peut être déterminé.

Les varistances ZnO, qui étaient auparavant chargées avec la tension la plus élevée, sont alors dues à une autocontrôle en fonction de la température du partie active avec une tension nettement inférieure, mais chargée avec une température accrue et une densité de perte de puissance accrue.

Il est donc plus pratique de réaliser généralement des tests de vieillissement avec une perte de puissance constante, dont la valeur, issue de la densité de perte de puissance la plus

élevée en régime permanent, peut être déterminée, par exemple, à l'aide de la méthode de simulation.

On outre, certains changements généraux pour déterminer la distribution asymétrique de la température calculée sont proposés :

- Pour simuler l'influence thermique des entretoises dans un modèle 2D, il est possible d'utiliser brides métalliques, disposé à la position du centre longitudinal des entretoises réelles et ayant un rayon secondaire optimal déterminé dans une étude de paramètres ;

Il est proposé de calculer non seulement la distribution de de température asymétrique, mais également d'optimiser la perte de puissance et la distribution de température des parafoudres avec les anneaux de garde.

Références

Bibliographiques

- [1.1] C. A. Christodoulou, V. Vita, G. Perantzakis, L. Ekonomou, G. Milushev, “Adjusting the parameters of metal oxide gapless surge arresters” equivalent circuits using the harmony search method”, *Energies*, vol. 10, no. 12, p. 2168, 2017.
- [1.2] V. Vita, A. D. Mitropoulou, L. Ekonomou, S. Panetsos, and I. A. Stathopoulos, “Comparison of metal oxide surge arresters circuit model and implementation on high voltage transmission lines of the Hellenic network,” *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol. 4, no. 7, pp. 846-853, 2010.
- [1.3] F.M. Frigura-Iliasa, D. Vatau, L.N. Mihet-Popa, “Heat Dissipation Improvement for ZnO Based Varistors”, *Proceedings of 14th International Conference on Harmonics and Quality of Power - ICHQP. IEEE, Bergamo*, pp. 1-6, 2010.
- [1.4] Paulo R. Bueno, Jose A. Varela, Elson Longo, “SnO₂, ZnO and related polycrystalline compound semiconductors: An overview and review on the voltage-dependent resistance (non-ohmic) feature” , *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 28, no. 3, pp. 505-529, 2008.
- [1.5] W. Thipprasert, P. Sritakaew, “Leakage Currents of Zinc Oxide Surge Arresters in 22 kV Distribution System Using Thermal Image Camera,” *Journal of Power and Energy Engineering*, vol. 2, no. 4, pp. 712-717, 2014.
- [1.6] Abdrahman. Rahisham, “investigations of ZnO microvaristor for stress control on polymeric outdoor insulators”, thesis Doctor School of Engineering, Cardiff University, Aug. 2012.
- [1.7] Li S. Mirlekar, G. Ruiz-Mercado, G.J. Lima, F.V, “Development of Chemical Process Design and Control for Sustainability”. 4, 23, *Processes* 2016.
- [1.8] Li S.T. He, J.Q. Lin, J.J. Wang, H. Liu, W.F. Liao, “Electrical-Thermal Failure of Metal-Oxide Arrester by Successive Impulses”, *IEEE Trans. Power Deliv*, 6, 2538–2545, 2016.
- [1.9] Z.N. Stojanovi, Z.M. Stojkovi, “Evaluation of MOSA condition using leakage current method”, *Electr. Power Energy Syst.* 52, 87–95, 2013.
- [1.10] V. Vita, A. D. Mitropoulou, L. Ekonomou, S. Panetsos, and I. A. Stathopoulos, “Comparison of metal oxide surge arresters circuit model and implementation on high voltage transmission lines of the Hellenic network,” *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol. 4, no. 7, pp. 846-853, Feb. 2010.
- [1.11] Arthur F. Andrade, Edson G. Costa, Josué M. B. Fernandes, Helem M. M. Alves, Cícero R. C. Amorim Filho “Thermal Behaviour Analysis in a Porcelain-Housed ZnO Surge Arrester by Computer Simulations and Thermography”, *High Volt*, Vol. 4 Iss. 3, pp. 173-177, 2019.
- [1.12] C. Zhang, J. J. Kester, C. W. Daley, and S. J. Rigby, “Electric field analysis of high voltage apparatus using finite element method,” in *Proc. Annu. Rep. Conf. Elect. Insul. Dielectr. Phenom*, pp. 1–4, Oct. 2010.

- [2.1] S. Shirakawa, F. Endo, H. Kitajima, S. Kobayashi, K. Kurita, K. Goto, M. Sakai, "Maintenance of surge arrester by a portable arrester leakage current detector", IEEE Trans. Vol.PD-3, No.3, pp.998-1003, 1988.
- [2.2] Bok-Hee. Lee, Sung-Man Kang, Ju-Hong Eom, Tatsuo Kawamura, "A Monitoring Device of Leakage Currents Flowing through ZnO Surge Arresters", Jpn. J. Appl. Phys, 42.1568, 2003.
- [2.3] IEC 61936, "Power installations exceeding 1 Kv a.c. - Part 1: Common rules", Norm, edition 1, 10, 2002.
- [2.4] Anderson Janotti, Chris. G Van. Walle, "Fundamentals of zinc oxide as a semiconductor", Rep. Prog. Phys, 72, 126501 (29pp), 2009.
- [2.5] Introduction to CIGRE, "Metal oxide resistors and surge arresters for emerging system conditions", Technical Brochure 696 by WG A3.25, No. 294 p 41- 53, October 2017.
- [2.6] G.Le Boyer, A. Girodet, And J-C.V.Bounezou. "les postes THT/HT", système D'énergie électrique-guide de référence ELEC international Symposuin, P, 37,1998.
- [2.7] S.A. Amin a, b, "Structural and Electrical Properties of ZnO Varistor with Different Particle Size for Initial Oxides Materials", Nanoscale reports, Vol. 2 Iss. 2 year 2019.
- [2.8] T. K. GUPTA, "application of zinc oxide varistors", J. AM.ceram.soc.73, pp.1817, 1840, 1990.
- [2.9] V.O. Makarov, M. Trontelj, "Novel varistor material based on tungsten oxide", J. Mater. Sci. Lett. 13 937, 939, 1994
- [2.10] Wangcheng Long, Jun Hu, Jun Liu, Jinliang He, "Effects of cobalt doping on the electrical characteristics of Al-doped ZnO varistors", Materials Letters 64, 1081, 1084, 2010.
- [2.11] Jean-Michel Lafargue, "Caractérisation de la dégradation des varistances à base d'oxyde de zinc par la spectroscopie d'impédance", Thèse de doctorat, université de Toulouse 3, 27 avril 1995.
- [2.12] V.V. Deshpande, "Low voltage varistors based on CeO₂", Ceramics International conference 32, 85, 87, 2006.
- [2.13] F. A. Modine, H. M. Hyatt, "New Varistor Material", J. Appl. Phys, 64, 4229,1988.
- [2.14] D. Z. Fritz, "Polymer distribution arrester replace porcelain", Transmission and Distribution, No. 3. pp. 36-40, 1988.
- [2.15] M. V. Lat, "Analytical method for performance prediction of metal oxide surge arresters", IEEE Trans, PAS, Vol. 104, No. 10,pp. 2665-2674, 1985.
- [2.16] M. V. Lat, "Thermal properties of metal oxide surge arresters," IEEE Trans. on PAS, Vol. 102. No.7, pp. 2194-2202, 1982.

- [2.17] V. Hinrichsen, “Simulation du comportement électrique et thermique des parafoudres à oxyde métallique sans éclateur lorsqu'ils fonctionnent sur tension alternative”, Thèse. Université technique de Berlin, 1990.
- [2.18] M. V. Lat, “Thermal Properties of Metal Oxide Surge Arresters”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems 102, 7), S. 2194, 2202, 1983.
- [2.19] M. Manuel Serrano Servin, “Étude du Comportement Électrique et Thermique de Parafoudres à ZnO”, thèse doctorat, École centrale de LYON, 1988.
- [2.20] F. R. Stockum, “Simulation of the nonlinear thermal behavior of metal oxide surge arresters using a hybrid finite difference and empirical model”, In: IEEE Transactions on Power Delivery 9, 1, S. 306,313, 1994.
- [2.21] L. Huang, M. R. Raghuvver, “Hybrid simulation of metal oxide surge-arrester thermal behavior”. Canadian Journal of Electrical and Computer Engineering 21, 1, S. 33–39, 1996.
- [2.22] E. Guedes da Costa, S.R. Naidu, A. Guedes de Lima, “Electrothermal model for complete metal-oxide surge arresters”. IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution 148, 1, 2001.
- [2.23] E. T. W. Neto, E. G. da Costa, M. Maia, T. C. L. Galindo, A. H. S. Costa, “Electro-thermal simulation of ZnO arresters for diagnosis using thermal analysis”, conference Transmission and distribution conference and exposition: Latin American, IEEE/PES, 2004.
- [2.24] J. P. Ducreux, G. Marques, F. Maciela, “Electro-thermal behaviour of metal oxide surge arresters: Numerical modelling by resolution of Maxwell’s equations in a nonlinear complex permittivity dielectric”. 10th International Symposium on High Voltage Engineering. 1997.
- [2.25] E. G. Costa, R. M. R. Barros, H. M. M. Alves, M. A. Bastos, “Thermal behavior analysis of ZnO polymeric surge arrester using the finite elements method”. International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE). (Poznan, Poland). IEEE, S. 1–4, 2014.
- [2.26] Z. Zheng, S. A. Boggs, “Heat Sink Effects in Thermal Stability Tests of ZnO Arresters”. Annual Report. Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena. IEEE, 2003.
- [2.27] Z. Zheng, S. A. Boggs, T. Imai, S. Nishiwaki, “Computation of Arrester Thermal Stability”, IEEE Transactions on Power Delivery 25, 3, S. 1526–1529, 2010.
- [2.28] Z. Zheng, S. A. Boggs, “Efficient Solution of Transient Nonlinear Field Problems”, Annual Report. Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, IEEE, 2002.

- [2.29] J. He, R. Zeng, S. Chen, Y. Tu, “Thermal characteristics of high voltage whole-solid-insulated polymeric ZnO surge arrester”. *IEEE Transactions on Power Delivery* 18, 4, S. 1221– 1227, 2003.
- [2.30] P. Zeller, M. Rabl, “Modell zur numerischen Simulation der thermischen Stabilität von Metalloxid Ableitern”, Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Multiphysics User’s Conference, Frankfurt, 2005.
- [2.31] H. Sjostedt, L. Stenstrom, D. Pusch, J. Ostrowski, “Voltage grading design of UHV surge arresters using 3D transient capacitive-resistive field simulations”. *International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*, New Orleans, LA, USA, IEEE, S. 32–35, 2010.
- [2.32] O. Fritz, M. Ljuslinder, B. Doser, “Heat Transfer in HighVoltage Surge Arresters”. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference in Stuttgart, 2011.
- [2.33] J. Boussinesq, “Théorie analytique de la chaleur”, Tome II, livre, Gauthier-Villars, Paris, 1903.
- [2.34] S. Seyyedbarzegar, M. Mirzaie, “Application of finite element method for electro-thermal modeling of metal oxide surge arrester”, *Computer Applications in Engineering Education* 23, 6, S. 910–920, 2015.
- [2.35] J.S. Jang, “ANFIS. Adaptive-network-based fuzzy inference system”. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics* 23, 3, S. 665–685, 1993.
- [2.36] IEEE Working group 3.4.11. “Modeling of metal oxide surge arresters“. *IEEE Transactions on Power Delivery* 7 1, S. 302–309, 1992.
- [2.37] Mihai. Flaviu, Iliasa. Frigura, Sorin. Musuroi, Ciprian Sorandaru, Doru Vatau, “Case Study about the Energy Absorption Capacity of Metal Oxide Varistors with Thermal Coupling”. *Energies*, 12, 536, 2019.
- [2.38] Flaviu M, I. Frigura, I. Mihaela Frigura, I. Liliana Matiu, V. Doru, “A Few Aspects Concerning The Modeling Of Thermal Stability Control For A Low Voltage ZnO Varistor”. 10th Wseas Int. Conf. On Automatic Control, Modelling & Simulation (Acmos’08), Istanbul, Turkey, May 27-30, 2008.
- [2.39] X.S. Yang, Y. Wang, L. Dong, “WO₃-based capacitor–varistor doped with Gd₂O₃”, *Mater. Chem. Phys.* 86, 2–3, 253–257, 2004.
- [2.40] Wasim Habra, “Développement de Modèle Thermique Compacts en Vue de la Modélisation Electrothermique des Composants de Puissance”, Thèse doctorat. Université Paul Sabatier –Toulouse, (LAAS – CNRS). Juin 2007.
- [2.41] T. Takemura, M. Kobayachi, Y. Takada, K. Sato “Effect of bismuth sesqui oxide on the characteristics of ZnO varistors”, *Jour.Am.Ceram*, 69 , N5 , 430-36, 1986.

- [2.42] Jin-Liang He, Se-Won Han and Han-Goo Cho. “Thermal properties of whole solid-insulated polymeric ZnO Surge Arrester”, Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, Atlanta, GA, USA , 25-28 Oct. 1998.
- [2.43] Y.Miyakawa 1, T.Sakoda . “Influence of Temperature Variation on Characteristics of ZnO Elements”. Proceedings of 2008 International Symposium on Electrical Insulating, Materials, Yokkaichi, Mie, Japan, September 7-11, 2008.
- [2.44] Su-Bong Lee, Seung-Ju Lee, Bok-Hee Lee, “Analysis of thermal and electrical properties of ZnO arrester block”, School of Electrical Engineering, Inha University 253, Yonghyun-dong, Nam-Ku, Incheon 402-751, Republic of Korea ,2010.
- [2.45] K. G.Ringler, P. Kirkby, C. C. Erven, M. V. Lat, T. A. Malkiewicz, “The Energy Absorption Capability and Timeto-Failure of Varistors Used in Station-Class Metal-Oxide Surge Arresters”. IEEE Transactions on Power Delivery 12 (1), S. 203–212, 1997.
- [2.46] M. Reinhard, “Experimental investigations into the individual impulse energy absorption capacity of metal oxide resistors used in high-voltage networks, taking into account a complex error criterion”, thèse, Technical University of Darmstadt, 2008.
- [2.47] M. N. Tuczek, “Experimental investigations on the multiple pulse load capacity of metal oxide varistors for applications in electrical power engineering”, thèse, Technical University of Darmstadt, 2014.
- [2.48] Jinliang. He, Jun. Hu, Ming Chen. Shui, Rong. Zeng, “Influence of Series Gap Structures on Lightning Impulse Characteristics of 110kV Line Metal–Oxide Surge Arresters”, Power Delivery IEEE Transactions on, vol. 23, no. 2, pp. 703-709, 2008.
- [2.49] S. Tominaga et al, “stability and long term degradation of metal oxide surge arrester”. IEEE transactions on power apparatus and systems, Vol, Pas-99, No, 4 July, Aug 1980.
- [2.50] A. Bayadi: “Parameters Calculation of ZnO Surge Arrester Models by Genetic Algorithms”. J. Electrical Systems 2-3: 162-171, 2006.
- [2.51] A. Haddad, P. Naylor, “Dynamic response of ZnO arresters under high amplitude fast impulse currents”, International power electric conference, pp. 292-297, 1999.
- [2.52] M. N. Ozisik, “Heat conduction”. John Wiley & Sons, Inc., New York, 1980.
- [2.53] M. Bartkowiak, , G. D. Mahan, F. A. Modine, M. A. Alim, “Influence of ohmic grain boundaries in ZnO varistors”, Journal of Applied Physics 79 1, S. 273–281, 1996.
- [3.1] A. Nurul, A. Latiff, A. Hazlee, Id. Illias, Ab H. A. Bakar, Z. Sameh, A. Dabbak, “Measurement and Modelling of Leakage Current Behaviour in ZnO Surge Arresters under Various Applied Voltage Amplitudes and Pollution Conditions”, Energies, 11, 875, 2018.
- [3.2] IEC 60099-4, “Surge arresters – Part 4: Metal oxide surge arresters without gaps for a.c. systems”, Norm. ed. 3.0: 2014-06.

- [3.3] Meyer L. H., Cherney E. A., and Jayaram S. H, “ The role of inorganic fillers in silicone rubber for outdoor insulation alumina tri-hydrate or silica”, IEEE Magazine on Electrical Insulation, vol. 20, pp. 13-21, 2004.
- [3.4] Cherney E. A, “ Silicone rubber dielectrics modified by inorganic fillers for outdoor high voltage insulation applications”, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 12, pp. 1108-1115, 2005.
- [3.5] F. A. Modine, H. M. Hyatt, “ New Varistor. Material”, J. Appl. Phys, 64, 4229, 1988.
- [3.6] V.O. Makarov, M. Trontelj, “Novel varistor material based on tungsten oxide”, J. Mater. Sci. Lett. 13, 937–939, 1994.
- [3.7] K. Nakada, S. Yokoyama, T. Yokota, A. Asakawa, T. Kawabata, “Analytical study on prevention for distribution arrester outages caused by winter lightning”, IEEE Trans. Power Delivery 13 (4), 1399–1404, 1998.
- [3.8] Q. Wang et al, “Low-voltage ZnO varistor fabricated by the solution-coating method”, Ceramics International 34, 1697–1701, 2008».
- [3.9] Christodoulou C.A., Vita V., Perantzakis G., Ekonomou L., Milushev G., “Adjusting the parameters of metal oxide gapless surge arresters equivalent circuits using the harmony search method”, Energies, vol. 10, no. 12, 2017.
- [3.10] C Gary, A. Boillot, H. Gicot, “ Lignes et postes : choix et coordination des isolements ”, Techniques de l’ingénieur 6, D670-D671, 1983.
- [3.11] Abd-Rahman R., Haddad A., Harid N., Griffiths H., “Stress control on polymeric outdoor insulators using zinc oxide microvaristor composites”, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation , Vol.19 Issue. 2, pp. 705-713, ISSN 1070-9878, 2012.
- [3.12] J. N. Lin, c. M. Lin, c. C. Kao, w. C. Chang, “Electrical properties and degradation phenomena of glass-doped ZnO chip varistors”, mater. Sci. Eng. B 20, 261, 1993.
- [3.13] Hinrichsen, V. “Metal oxide arrester in high voltage networks. Basics”, 3rd Edition. Siemens AG, 2011.
- [3.14] Hofstätter, M, “Modeling the electrical behavior of varistors”, thèse, ,Montan University Leoben, 2013.
- [3.15] Christodoulou C.A, Ekonomou L, Mitropoulou A.D, Vita V, Stathopoulos I.A, “Surge arresters’ circuit models review and their application to a Hellenic 150 kV transmission line, Simulation Modelling Practice and Theory”, Vol. 18, No. 6, 2010, pp. 836-849.
- [3.16] T. Klein, “Influences on the energy absorption capacity of metal oxide arresters”, Thèse, Universität Stuttgart, 2004.
- [3.17] S.Han, S. Gu, J. He, Y. Lu, , Y. Han, “3D Electric Calculation for a Station Class ZnO Surge Arrester for 1100kV Substation Using the Hybrid Finite Element-Analytical

- Approach”, 12th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation. Miami, Florida, USA, 2006.
- [3.18] M. Gießel, V. Hinrichsen, R. Göhler, "Potential control of metal oxide arresters without spark gaps for high and ultra-high voltage networks and their effect on thermal stability". *electrical engineering and information technology*, 2017.
- [3.19] L. Levinson, H. Philipp, "ZnO Varistors for Transient Protection", In: *IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging* 13 (4), S. 338-343, 1977.
- [3.20] S. Blatt, "Investigations into a possible use of microvaristors in the insulation of converter-fed drives", Thèse. Technical University of Darmstadt, 2015.
- [3.21] T. Christen, L. Donzel, F. Greuter, "Nonlinear resistive electric field grading part 1. Theory and simulation", *IEEE Electrical Insulation Magazine* 26 (6), S. 47-59, 2010.
- [3.22] A. S. Tonkoshkur, I. V. Gomilko, A. Y. Lyashkov, "Percolation effects in the capacitive properties of metal-oxide varistors in the range of high voltage", *Journal of Advanced Dielectrics* 04 (02), 2014.
- [3.23] H. A. Haus, Melcher, J. R. "Electromagnetic Fields and Energy" . MIT OpenCourseWare. 1989.
- [4.1] Soon-Man Yang, Bok-Hee Lee, and Seung-Kwon Paek, "Electrical Behaviors of ZnO Elements under Combined Direct and Alternating Voltages", *Journal of Electrical Engineering & Technology*, vol. 4, no. 1, pp. 1-9, 2009.
- [4.2] K.M. Entwistle, "Basic Principles of the Finite Element Method", CRC Press: London, UK; ISBN 978-1861250841, 1999.
- [4.3] J. H. Lienhard IV, V. J. H. Lienhard, "A heat transfer textbook", 4th ed. Dover books on engineering. Dover Publications Inc, 2011.
- [4.4] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman, A. S. Lavine, "Principles of heat and mass transfer", 7th ed, international student version. Singapore: Wiley, 2013.
- [4.5] Verein Deutscher Ingenieure, "VDI Heat Atlas", livre, Second Edition Berlin, Heidelberg: Springer, 2010.
- [4.6] S. W. Churchill, H. H. Chu, "Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 18 (11), S. 1323–1329, 1975.
- [4.7] Y. Späck-Leigsnering, E.Gjonaj, H. De Gerssem, T. Weiland, M. Gießel, V. inrichsen, "Thermal Analysis of a Station Class Arrester Model in Continuous Operation and Under the Operating Duty Test", *Proceedings of the 19th International Symposium on High Voltage Engineering*, S. 1–5, 2015.
- [4.8] L. M. Jiji, "Heat Convection". Berlin, Heidelberg: Springer, 2009.

- [4.9] D. McHenry, “A lattice analogy for the solution of stress problems,” *Journal of the ICE*, vol. 21, no. 2, pp. 59–82, 1943.
- [4.10] Thorsten Steinmetz, Nico Gödel, Georg Wimmer, Markus Clemens, Stefan Kurz, and Mario Bebendorf. “Efficient Symmetric FEM-BEM Coupled Simulations of Electro-Quasistatic Fields”, *IEEE Trans. Magn.* 44. 6, pp. 1346–1349, 2008.
- [4.11] O. C. Zienkiewicz and Y. K. Cheung, “Finite elements in the solution of field problems,” *The Engineer*, vol. 220, no. 6, pp. 507–510, 1965.
- [4.12] P. Silvester, “A general high-order finite-element analysis program waveguide”, *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, vol. 17, no. 4, pp. 204–210, Apr. 1969.
- [4.13] O. C. Zienkiewicz, R. Taylor, and J. Zhu, “The Finite Element Method. Its Basis & Fundamentals”, 6th ed. Oxford: Elsevier Science & Technology, 2005.
- [4.14] F. Denz, “Modeling and Simulation of Varistors”, Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [4.15] Harald Songoro, Erion Gjonaj, Thomas Weiland. “Numerical simulation of water droplets in presence of strong electric-fields”, *International Conference on Electromagnetics in Advanced Applications (ICEAA)*, pp. 504–507, Sept. 2011.
- [4.16] Yvonne Späck-Leigsnering. “Modeling and Simulation of a Station Class Surge Arrester”. MA thesis. Darmstadt: TU Darmstadt, pp (36, 64, 65, 75, 76, 79, 80, 83), Nov. 2014.
- [4.17] R.W. Lewis, P. Nithiarasu, and K.N. Seetharamu, “Fundamentals of the finite element method for heat and fluid flow”, *Livre, chapitre 3*, pp 38-100, John Wiley, 2004.
- [4.18] Yvonne Späck-Leigsnering, Erion Gjonaj, Herbert De Gersem, Thomas Weiland, Moritz Gießel, Volker Hinrichsen, “Coupled simulation of the electrothermal stable continuous operating state of a 550 kV outdoor arrester”, *URSI Kleinheubacher Tagung (KHB)*. Miltenberg: U.R.S.I. State Committee in the Federal Republic of Germany, (cit. On p. 35), Sept. 2015.
- [5.1] J. Liebermann, “High-Voltage Insulators. Basics and Trends for Producers, Users, and Students”, H. O. Schulze KG, 2012.

إن تحليل الظواهر الحرارية أصبح عاملاً مهماً في التنبؤ بعمر مانع الصواعق ZnO يرتبط التلف والانفجار الحراري لمانع الصواعق ZnO ارتباطاً وثيقاً بعلاقة درجة الحرارة الحدية بين التوليد والتبديد. من خلال المراجع، لتجنب ظاهرة الانفجار الحراري لمانع الصواعق ZnO، من الضروري ضمان الاستقرار الحراري، من خلال التنبؤ بسلوكه الحراري. يتطلب التحليل الكهروحراري لمانع الصواعق، كما هو معروف في هذه الأطروحة، محاكاة بطريقة العناصر المحدودة (FEM) مقترنة بالمجالات الكهربائية والحرارية المترابطة بشكل متبادل. يتضمن ذلك معرفة تفصيلية بخصائص ZnO المعتمدة على درجة الحرارة. تكمن الصعوبة الرئيسية في حل هذه المشكلة المزوجة، في عدم الخطية القوية لـ ZnO تنتج هذه اللاخطية نطاقات زمنية كهربائية قصيرة للغاية، في حين أن النطاقات زمنية الحرارية أطول بعدة مرات. يتم تطبيق النهج الرقمي المقترح لدراسة موانع الصواعق ZnO في التشغيل المستمر وكذلك في الجهد العابر. يستخدم إجراء المحاكاة نموذج مانع الصواعق ZnO ثنائي الأبعاد. تسمح وحدة النقل الحراري في Comsol Multiphysique بمراعاة العديد من الظواهر الحرارية. يتم محاكاة النظام على أساس النموذج المكافئ الكهربائي شبه الساكن. تتم مقارنة نتائج المحاكاة مع النتائج المنشورة. لتقييم الاستقرار الحراري، يتم تقديم معدل التبريد كمؤشر أداء رئيسي. وفقاً لنموذج المحاكاة المتقدم، يمكن تأكيد هذه النتيجة في حالة حقن الطاقة النبضية. لذلك، يمكن إثبات أنه في حالة الاستقرار، تكون درجات الحرارة فقط ذات صلة. بالإضافة إلى ذلك، يمكن إثبات أنه من الممكن إجراء حساب محاكاة بحث للسلوك الكهروحراري لموانع اندفاع ZnO لتطبيقات HV و UHV. بناءً على المعرفة المكتسبة، توفر محاكاة العناصر المحدودة معلومات مفصلة عن النموذج الكهروحراري.

الكلمات المفتاحية: مانع الصواعق ZnO، تيار التسرب، درجة الحرارة المحددة، توليد الحرارة وتبديدها، الاستقرار الحراري، التدهور، الانفجار الحراري، Comsol multiphysique.

Résumé

L'analyse des phénomènes thermiques devient un facteur important pour prédire la durée de vie d'un bloc de parafoudre ZnO. La dégradation et l'emballement thermique de blocs du parafoudre ZnO sont étroitement liés au rapport de la température limite entre la production de chaleur et de dissipation. Dans la littérature, pour garantir la stabilité thermique, il faut éviter le phénomène d'emballement thermique. L'analyse de comportement thermique de parafoudre ZnO telle que présentée dans cette thèse, nécessite une simulation numérique par la méthode des éléments finis (MEF) de couplage des champs électriques et thermiques mutuellement dépendants. Cela comprend une connaissance détaillée des caractéristiques ZnO dépendant du champ et de la température. La principale difficulté pour résoudre ce problème couplé réside cependant dans la forte non-linéarité du matériau de la varistance ZnO. Cette non-linéarité conduit à des constantes de temps électriques extrêmement courtes, alors que les transitoires thermiques sont plus longs de plusieurs ordres. L'approche numérique proposée est appliquée à l'étude des parafoudres ZnO en fonctionnement continu ainsi que sous les surtensions. La procédure de simulation utilise un modèle de parafoudre ZnO à deux dimensions. Le module de transfert thermique de Comsol Multiphysique permet la prise en compte les transferts thermiques. Le système est simulé sur la base électro-quasi statiques du modèle équivalent. Les résultats de la simulation sont comparés aux résultats publiés. Pour évaluer la stabilité thermique, la vitesse de refroidissement est présentée comme un indicateur de performance clé. D'après du modèle de simulation évolué, ce résultat peut être confirmé pour le cas des injections d'énergie impulsionnelle. Par conséquent, il peut être démontré qu'en régime permanent, seules les températures sont pertinentes. De plus, il peut être mis en évidence qu'un calcul purement simulatif du comportement électrothermique des parafoudres MO pour les applications HT et THT est possible. A base des connaissances acquises, Les simulations par éléments finis fournissent des informations détaillées sur le modèle électrothermique.

Mots-clés : parafoudre ZnO, courant de fuite, la température limite, stabilité thermique, génération et la dissipation de chaleur, la dégradation, emballement thermique, Comsol multiphysique.

Abstract

The analysis of thermal phenomena becomes an important factor in predicting the lifetime of a ZnO surge arrester block. The degradation and thermal runaway of ZnO arrester blocks closely related to the limit temperature relationship between heat generation and dissipation. In the literature, to ensure thermal stability, the phenomenon of thermal runaway must be avoided. The thermal behavior analysis of a ZnO surge arrester as presented in this thesis, requires a numerical simulation by the finite element method (FEM) of coupling of mutually dependent electric and thermal fields. This includes detailed knowledge of the field and temperature dependent ZnO characteristics. The main difficulty in solving this coupled problem, however, lies in the strong non-linearity of the material of the ZnO varistor. This non-linearity leads extremely short electrical time constants, while thermal transients are several orders longer. The proposed numerical approach is applied to the study of ZnO surge arresters in continuous operation as well as under overvoltages. The simulation procedure uses a two-dimensional ZnO surge arrester model. The thermal transfer module of Comsol Multiphysique allows the taking into account of several thermal phenomena: conduction, convection and radiation. The system is simulated on the electro-quasi-static basis of the equivalent model. The simulation results are compared with the published results. To assess thermal stability, the cooling rate is presented as a key performance indicator. According to the advanced simulation model, this result can be confirmed for the case of pulsed energy injections. Therefore, it can be shown that in steady state, only temperatures are relevant. In addition, it can be demonstrated that a purely simulative calculation of the electrothermal behavior of MO surge arresters for HV and UHV applications is possible. Based on the knowledge acquired, finite element simulations provide detailed information on the electrothermal model.

Keywords: ZnO surge arrester blocks, leakage current, limit temperature, thermal stability, heat generation and dissipation, degradation, thermal runaway, Comsol multiphysique.