POLYPUBLIE

Développement d'un modèle électrothermique de parafoudre à l'oxide de métal

André Petit

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

Date	1989
Type	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis Mémoire de maîtrise/Master's thesis
URL de PolyPublie PolyPublie URL	https://publications.polymtl.ca/58272/
Conditions d'utilisation Terms of use	© Tous droits réservés / All rights reserved
Référence Citation	Petit, A. (1989). Développement d'un modèle électrothermique de parafoudre à l'oxide de métal [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/58272/

Détails de la thèse
Thesis details

Directeurs de recherche Advisors	
Programme Program	Non spécifié

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal
https://publications.polymtl.ca

Université de Montréal

Développement d'un Modèle Électrothermique de Parafoudre à l'Oxyde de Métal

par

André Petit
Département de Génie Électrique
École Polytechnique

Mémoire présenté en vue de l'obtention
du grade de Maître ès Sciences Appliquées (M.Sc.A.)

Mai 1989

©André Petit 1989

National Library
of Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Canadian Theses Service

Service des thèses canadiennes

Ottawa, Canada
K1A 0N4

The author has granted an irrevocable non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of his/her thesis by any means and in any form or format, making this thesis available to interested persons.

The author retains ownership of the copyright in his/her thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without his/her permission.

L'auteur a accordé une licence irrévocable et non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de sa thèse de quelque manière et sous quelque forme que ce soit pour mettre des exemplaires de cette thèse à la disposition des personnes intéressées.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège sa thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

ISBN 0-315-52706-4

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE

Ce mémoire intitulé :

DÉVELOPPEMENT D'UN MODÈLE ÉLECTROTHERMIQUE DE PARAFOUDRE À L'OXYDE DE MÉTAL

présenté par André Petit

en vue de l'obtention du grade de Maîtrise ès Sciences Appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Dr. Guy Olivier, président

Dr. Manfred Nachman

M. Guy St-Jean, M. Sc.

Sommaire

Les parafoudres à l'oxyde de métal ont complètement remplacé les parafoudres classiques au carbure de silicium dans les nouveaux réseaux de transport d'électricité. Le matériau actif utilisé dans ce type de parafoudre, l'oxyde de métal, est très dépendant de la température. Ces parafoudres ont pour seul but de réduire les surtensions à l'équipement. Lorsqu'on désire réduire ce niveau de protection, on fait toujours face à un échauffement accru du parafoudre. Un modèle électrothermique est donc un outil important qui permet de prévoir l'échauffement d'un parafoudre sous diverses conditions.

Ce projet propose un modèle électrothermique de parafoudre et de nouvelles procédures expérimentales pour en évaluer les paramètres. Le modèle est composé d'une partie qui calcule la génération de chaleur dans le parafoudre, et d'une autre qui détermine la dissipation de celle-ci dans l'environnement. Le modèle prévoit à la fois l'équilibre statique et dynamique entre les composantes électriques et thermiques du parafoudre. Les paramètres électriques sont basés sur des mesures en laboratoire. Les paramètres thermiques sont extraits mathématiquement à partir d'un seul essai sur une section complète de parafoudre. Ce modèle électrothermique a été validé par des essais sur des sections complètes de parafoudres de poste. Une étude de sensibilité quantifie la précision des simulations.

Abstract

The metal-oxide surge arrester has entirely replaced conventional silicon carbide arresters in modern power transmission systems. The metal oxide, the active material in the new device, is highly dependent on temperature. The sole purpose of metal oxide arresters is to reduce overvoltages and any attemps to reduce their protection level results in excess temperature rise. In this respect, electrothermal modeling represents an important tool for predicting the thermal behavior of a surge arrester under various operating conditions.

The project describes a proposed electrothermal model and new experimental procedures for evaluating the arrester parameters. The model comprises two parts, one which calculates the amount of heat generated in the arrester, the other which determines the energy dissipated in the environment. It predicts both the static and the dynamic equilibrium between the arrester's electrical and thermal components. The electrical parameters are based on laboratory measurements, whereas the thermal parameters are derived mathematically from a single test on a full arrester section. The model was validated by tests on full sections of substation arresters and a subsequent sensitivity study was conducted to assess the accuracy of the simulations.

Remerciements

J'aimerais exprimer ma reconnaissance à tous ceux qui ont contribué à la réalisation de ce travail. Les personnes suivantes méritent un mot spécial : M. Yves Latour, ingénieur à la région Maisonneuve de l'Hydro-Québec pour des renseignements dans le domaine des parafoudres, et à M. Roger Bergeron, chercheur à l'Institut de Recherche de l'Hydro-Québec pour le logiciel d'optimisation non-linéaire. Une mention particulière va à M. Guy St-Jean, chef du service Appareillage Électrique de l'Institut de Recherche de l'Hydro-Québec et co-directeur de ce projet pour les nombreuses infusions techniques, et au professeur Xuan-Dai Do de l'École Polytechnique et directeur de ce projet pour sa précieuse collaboration.

Je voudrais enfin remercier mon employeur actuel, l'Institut de Recherche de l'Hydro-Québec, pour avoir permis d'utiliser les résultats de certains travaux de recherche pour les fins de ce projet.

Table des matières

Sommaire iv

Abstract v

Remerciements vi

Liste des Tableaux x

Liste des Figures xi

1 Introduction 1

1.1 Rôle des parafoudres 1

1.2 Nature du projet 3

2 Notions de base 6

2.1 Morphologie d'un parafoudre 6

2.2 La physique de l'oxyde de métal 9

2.3 Quelques notions de transfert de chaleur 14

3 Revue des modèles électrothermiques 17

4 Modélisation d'un parafoudre **20**

4.1 Modèle électrique du parafoudre 20

4.1.1 Zone des courants élevés 22

4.1.2 Zone des courants de fuite 25

4.2 Modèle thermique du parafoudre 31

4.3 Modèle électrothermique complet du parafoudre 33

4.3.1 Modèle proposé 33

5 Détermination des paramètres **37**

5.1 Paramètres électriques 37

5.2 Paramètres thermiques 42

5.2.1 Méthode analytique 42

5.2.2 Décharge impulsionnelle 43

5.2.3 Séquence d'essai quelconque 52

5.3 Étude de sensibilité 61

5.3.1 Recherche d'un essai type – relevé des normes 61

5.3.2 Sensibilité des paramètres 68

5.3.3 Analyse par la méthode de Monte-Carlo 70

6 Implantation et validation du modèle **83**

6.1 Programme METPOM 83

6.2 Validation du modèle 84

7 Exemples d'utilisation **89**

8 Conclusion **101**

8.1 Revue du modèle 101

8.2 Recommandations pour les modèles du futur 105

Bibliographie **107**

A Générateur de nombres aléatoires **114**

B Analyse par la méthode de Monte-Carlo **117**

Liste des Tableaux

5.1 Séquence thermique de la norme IEEE 8.6.1.1 63

5.2 Séquence thermique de la norme IEEE 8.6.2.1.3 63

5.3 Séquence thermique de la norme IEEE 8.7.1.3 64

5.4 Séquence thermique de la norme CSA 7.4.4.1 65

5.5 Séquence thermique de la norme CSA 7.4.5.1 65

5.6 Séquence thermique de la norme CSA 7.5.2.3 66

5.7 Séquence thermique de la norme CÉI 61.4.2 66

5.8 Séquence thermique de la norme CÉI 61.5.2 67

Liste des Figures

2.1 La morphologie du parafoudre à l'oxyde de métal 7

2.2 Coupe schématique d'un bloc d'oxyde de métal 10

2.3 Modèle simplifié d'une pastille d'oxyde de métal 12

2.4 Caractéristique courant-tension d'un élément à l'oxyde de métal . . 13

4.1 Modèle d'un parafoudre dans la zone des courants élevés 22

4.2 Caractéristique courant-tension dans la zone des courants de fuite . 26

4.3 Extrapolation du courant selon la tension et la température 30

4.4 Équivalent électrique de la caractéristique thermique 32

4.5 Schéma bloc du modèle électrothermique 35

5.1 Élimination de la composante capacitive d'un courant de fuite . . . 41

5.2 Modèle thermique du parafoudre 44

5.3 Détermination des paramètres par la méthode des moindres carrés . 47

5.4 Choix de 9 points expérimentaux 53

5.5 Décharge impulsionnelle dans une section complète de parafoudre . 54

5.6 Réponse d'un système du deuxième ordre à une entrée quelconque . 56

5.7 Minimisation des paramètres par la méthode des moindres carrés . 58

5.8 Minimisation des paramètres par l'écart absolu 60

5.9 Séquence d'essai adoptée pour l'étude de sensibilité 69

5.10 Sensibilité individuelle des paramètres thermiques 71

5.11 Sensibilité de la mesure de la tension 72

5.12 Sensibilité de la mesure du courant 73

5.13 Représentation de la précision d'un instrument 75

5.14 Analyse de sensibilité par la méthode de Monte-Carlo 80

5.15 Probabilité cumulative de la simulation de Monte-Carlo 81

6.1 Interaction typique du programme du modèle électrothermique . . . 85

6.2 Courbe surtension-temps pour le parafoudre de marque "**A**" 87

6.3 Comparaison entre la température d'élément d'un essai et d'une simulation 88

7.1 Exemple d'utilisation du modèle 90

7.2 Simulation du délestage avec EMTP 91

7.3 Équivalent simplifié de la ligne après le délestage 92

7.4 Simulation de la décharge de ligne avec le modèle de ligne simplifié 94

7.5 Courbe des pertes d'un parafoudre de 115 kV à 0,79 p.u. 95

7.6 Conditions initiales avec une section de 115 kV à 90,95 kV eff. . . . 97

7.7 Évolution de la température du parafoudre dans le temps 99

Chapitre 1

Introduction

1.1 Rôle des parafoudres

Le *parafoudre* est un dispositif servant à préserver les appareils et les lignes électriques contre les effets des surtensions. Son emploi permet de réduire de manière très appréciable le coût de l'équipement en abaissant le niveau d'isolation requis dans les appareils. Dans les réseaux de distribution, les parafoudres protègent surtout les équipements contre les effets de la foudre. Dans les grands réseaux à très haute tension, les surtensions de manœuvre deviennent les plus importantes, et la grande quantité d'énergie emmagasinée dans les lignes doit alors être dissipée.

Les tout premiers parafoudres n'étaient composés que d'éclateurs. Puis est rapidement venue toute une série de dispositifs permettant de diminuer le courant de défaut qui suit l'opération du parafoudre. C'est en 1930 que le premier parafoudre au *carbure de silicium* fit son entrée sur le marché. Ce type de matériau permis de réduire l'entretien inhérent aux anciens modèles. L'arrivée des parafoudres avec éclateurs du type *limiteur de courant* en 1957 permis de réduire de manière significative les niveaux de protection des parafoudres et, par conséquent, les niveaux d'isolation et le coût de l'équipement.

En 1968, la découverte d'une céramique à base d'oxyde de zinc par une équipe de la compagnie Matsushita Electric au Japon [1] allait révolutionner le domaine de la protection contre les surtensions. Cette céramique devenait conductrice lorsque la tension à ses bornes dépassait un seuil donné. Une petite augmentation de la tension

provoquait une grande diminution de la résistance du matériau. Cette céramique a un comportement électrique semblable à celui d'une diode Zener. Elle peut être fabriquée en grosse pastille et absorber beaucoup d'énergie. Elle est composée à 95% d'oxyde de zinc et 5% d'oxydes métalliques diverses [2]. En 1976, un parafoudre utilisant ces pastilles d'*oxyde de métal* (on dit aussi oxyde de zinc) fut le premier type de parafoudre à ne pas utiliser d'éclateurs en série [3]. La caractéristique électrique de ce nouveau type parafoudre se rapproche de celle d'un parafoudre idéal. Un parafoudre idéal est circuit ouvert lorsque la tension à ses bornes est inférieure à un seuil de conduction et limite la tension à ce seuil pour toute valeur de courant qui le traverse.

En plus de protéger les lignes et les pièces d'équipements tels les transformateurs, les parafoudres jouent un rôle important dans la conception d'un poste de compensation série. Une autre application particulière des parafoudres fut de solutionner le problème de surtension associée à un délestage de charge [4]. Pour permettre l'absorption de l'énergie associée aux surtensions conséquentes à un délestage, il faudrait installer sur le réseau un nombre excessif de parafoudres à l'oxyde de métal en parallèle. On propose alors de ne placer, à chacun des endroits stratégiques, qu'un seul parafoudre, dit *sacrificiel*, dont le rôle serait d'empêcher des surtensions excessives aux bornes des disjoncteurs en devenant rapidement court-circuit.

Durant leur vie, les parafoudres seront soumis à des contraintes électriques très exigeantes, s'approchant ou même dépassant leurs points de défaillance dans le cas des parafoudres sacrificiels. Le rôle d'un modèle *électrothermique* de parafoudre intervient lorsqu'on veut utiliser ces appareils pour des niveaux de protection très bas qui d'autre part correspondent aux limites d'opération pour lesquelles ils ont été conçus.

1.2 Nature du projet

Le comportement électrique du matériau actif utilisé dans ce type de parafoudre est très dépendant de la température. Lorsqu'on désire réduire le niveau de protection offert par ces parafoudres on fait toujours face à des contraintes concernant l'échauffement du parafoudre. Dans les utilisations conventionnelles, les normes et les guides permettent de choisir le parafoudre requis. Par contre, pour les cas spéciaux, un modèle permettant de prévoir l'échauffement du parafoudre sous toutes les conditions permettra d'en optimiser sa conception et son utilisation.

Ce projet propose un modèle électrothermique de parafoudre et une procédure expérimentale pour en évaluer les paramètres. Le modèle est composé d'une partie qui calcule la génération de chaleur dans le parafoudre couplé avec une partie qui calcule la dissipation de cette énergie dans l'environnement. Les paramètres électriques sont basés sur des mesures en laboratoire. Des outils d'interpolation sont largement utilisés lors de cette étape. Les paramètres thermiques sont extraits mathématiquement à partir d'un seul essai dont la méthodologie est complètement originale.

Les avantages que l'on retire à utiliser un modèle d'appareil sont multiples. Un modèle permet de prévoir des réponses à plusieurs situations sans qu'il soit nécessaire de réaliser des essais réels. Plus un essai est coûteux, plus il est avantageux d'utiliser un modèle. Des essais sur parafoudres à très haute tension sont très dispendieux et difficiles à réaliser. Souvent il est même impossible de reproduire en laboratoire des situations qui peuvent se produire en réseau. L'intérêt d'un modèle devient donc évident.

Néanmoins, il faut toujours rester conscient des limites d'un modèle et des hypo-

thèses simplificatrices inhérentes à tout modèle. Un modèle n'est qu'une rétroaction de nos connaissances d'un phénomène concret; c'est-à-dire que si notre connaissance du phénomène est incomplète, le modèle le représentant le sera aussi.

Le modèle de parafoudre à l'oxyde de métal proposé dans ce rapport permettra de répondre à plusieurs types de questions, entre autres :

- prévision des températures des composantes principales du parafoudre sous diverses conditions;
- détermination des conditions stables et instables d'opération;
- production des courbes usuelles reliées à la caractéristique électrique et thermique du parafoudre.

Le projet est divisé en 6 grandes étapes :

1. revue des notions de base sur la morphologie d'un parafoudre, de son fonctionnement, et sur les modes de transfert de la chaleur;
2. revue de la littérature dans le domaine des parafoudres, en axant l'étude sur la modélisation électrothermique;
3. le modèle électrothermique de parafoudre proposé sera exposé. Il se divise en une partie électrique et une partie thermique;
4. une méthode unique pour déterminer les paramètres du modèle sera explicitée en détails. Elle sera complétée par une étude de sensibilité des paramètres;
5. le tout sera suivi d'une description de l'implantation et de la validation du modèle électrothermique;

6. finalement, des exemples d'utilisation complèteront ce projet.

Chapitre 2

Notions de base

2.1 Morphologie d'un parafoudre

Il existe deux catégories principales de parafoudre à l'oxyde de métal. La première est celle des parafoudres qui comprennent des éclateurs en série ou en parallèle avec les éléments actifs du parafoudre. La seconde catégorie de parafoudres ne contient pas d'éclateurs. C'est celle qui est la plus employée. On préfère installer des parafoudres sans éclateurs car ces derniers sont des éléments sensibles à l'humidité et aux variations du champ électrique. Les parafoudres sans éclateurs en série sont soumis à des contraintes électriques plus élevées que ceux de l'autre type car ils sont constamment sous tension. La *tension résiduelle* (tension crête correspondant à un courant de fonctionnement donné) que peut offrir un parafoudre est souvent moins élevée lorsqu'on utilise des éclateurs, mais ces derniers risquent d'amorcer prématurément avec l'âge du parafoudre (infiltration d'humidité). La grande dispersion de la tension d'amorçage des éclateurs impose aussi d'autres limites. Dans le cadre de cette étude, nous ne nous occuperons que des parafoudres sans éclateurs car ce sont ces derniers qui sont les plus sensibles aux surtensions à fréquence industrielle et qui sont quasi exclusivement utilisés.

Un parafoudre typique utilisé sur les réseaux à très haute tension (> 300 kV) se compose habituellement de deux *colonnes* de *pastilles* (on utilise aussi les termes disques et blocs) d'oxyde de métal dans une enceinte cylindrique de porcelaine (figure 2.1). Les éléments actifs du parafoudre sont les colonnes de pastilles d'oxyde

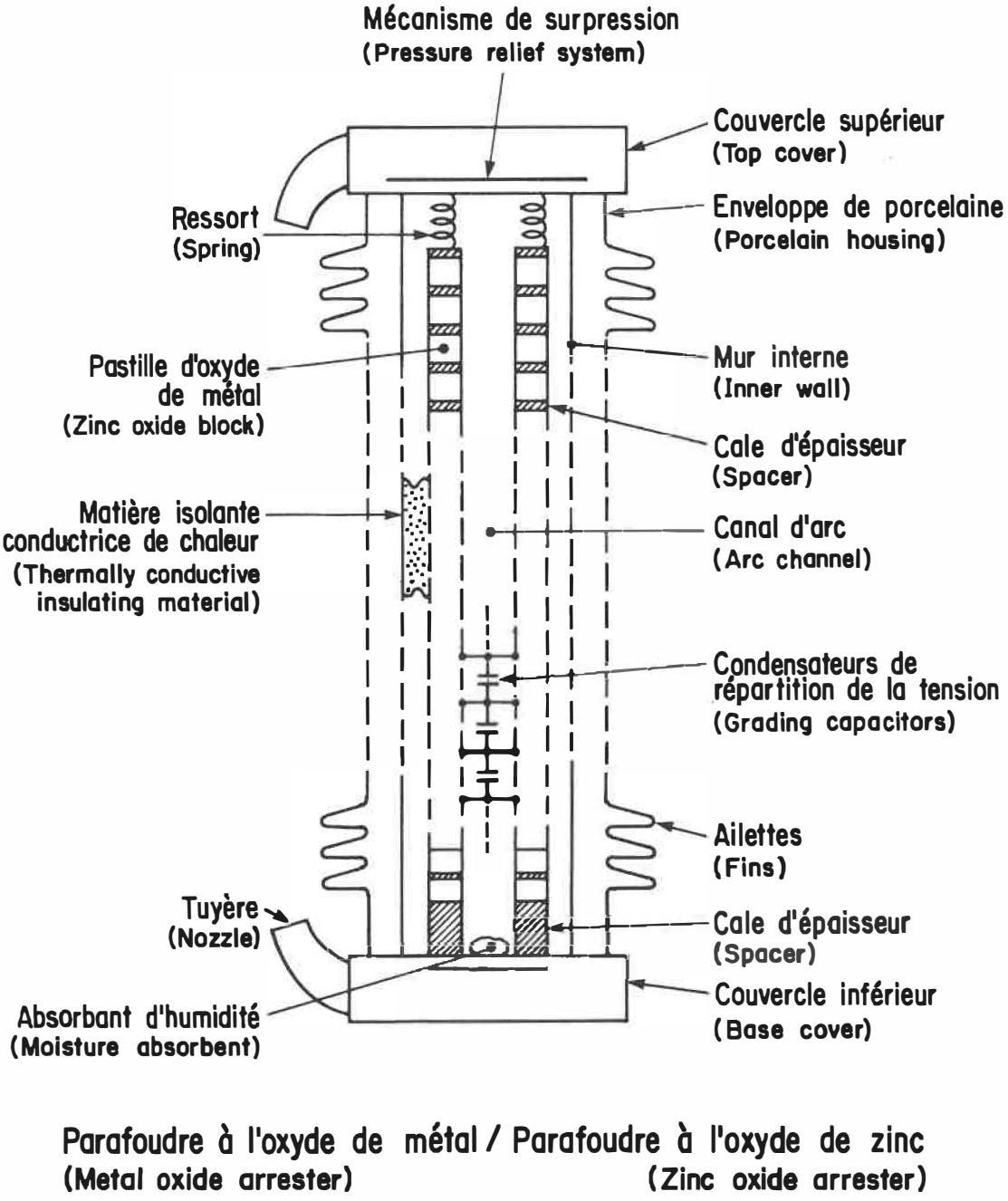


Figure 2.1 : La morphologie du parafoudre à l'oxyde de métal

de métal. Afin de mieux répartir la distribution des pastilles le long de la colonne, on place entre celles-ci des *cales d'épaisseur*. La hauteur qu'occupe les pastilles d'oxyde de métal correspond à environ 1,2 kV de *tension nominale* par centimètre d'épaisseur. Sur le réseau 735 kV, on utilise normalement des parafoudres ayant une tension nominale de 612 kV; il nous faut donc empiler une colonne totale d'environ 5 mètres de hauteur. Cette colonne est généralement scindée en quatre ou cinq *sections* mises en série. Le niveau d'isolation de l'enveloppe de porcelaine sous diverses conditions atmosphériques (pluie, pollution, etc...) détermine la hauteur totale de l'appareil. La structure mécanique d'un parafoudre complet de 612 kV mesure un peu plus de 7 mètres. L'aire totale de conduction des deux colonnes fait un peu moins de 100 cm^2 (soit 2×50 cm^2).

Nous avons discuté ci-haut de la notion de *tension nominale* d'un parafoudre. La notion de tension nominale a été définie à l'origine par une norme ANSI (C62.1-1981) [5] pour les parafoudres de type classique au carbure de silicium. Les manufacturiers ont conservé la même définition lorsqu'a été introduit le parafoudre à l'oxyde de métal. Cette notion de tension nominale évite la confusion possible d'une nouvelle norme. Cependant, lorsqu'elle est appliquée aux parafoudres à l'oxyde de métal, la notion de tension nominale n'est pas aussi significative que la notion de *tension maximale d'opération en service continu* (maximum continuous operating voltage *MCOV*). Pour les parafoudres à l'oxyde de métal, cette valeur représente la tension au-delà de laquelle le parafoudre devient *thermiquement instable* si cette tension est maintenue trop longtemps. On peut habituellement convertir la tension nominale en tension maximale d'opération en service continu en multipliant la tension nominale par un facteur de 0,81.

2.2 La physique de l'oxyde de métal

L'élément actif d'un parafoudre est la colonne de pastilles d'oxyde de métal. L'oxyde de métal est un terme commun pour désigner une céramique composée de 95% d'oxyde de zinc et de 5% d'additifs d'oxydes métalliques, de bismuth, d'antimoine, de chrome et d'autres éléments variés [2]. Cette céramique fut inventée en 1968 par les japonais de la compagnie Matsushita Electric. Le procédé de fabrication des pastilles peut se résumer comme suit [6] :

1. mélanger les additifs pré-calcinés (diamètre des particules dans l'ordre du micron) à la poudre d'oxyde de zinc;
2. presser sous forme de disques;
3. cuire à température élevée;
4. nettoyer puis appliquer un isolant sur les contours et vaporiser une électrode conductrice (habituellement de l'aluminium) sur les surfaces du disque.

Une fois la recette terminée, une coupe amplifiée du disque ressemblerait à celle de la figure 2.2. Un grossissement d'une portion d'oxyde de métal pour parafoudre montre une structure granuleuse. On peut comparer cette structure à celle d'un mur de pierre où la roche représenterait l'oxyde de zinc et le mortier serait une *couche intergranulaire* d'oxydes métalliques autres que le zinc.

On compare souvent l'effet électrique d'une pastille d'oxyde de métal à celui d'une diode Zener. Pour des niveaux de tension faible, l'oxyde de métal répond à une *loi linéaire* à la manière d'une résistance ordinaire, c'est-à-dire que si on double la tension, le courant sera doublé. Lorsque la tension aux bornes de la pastille

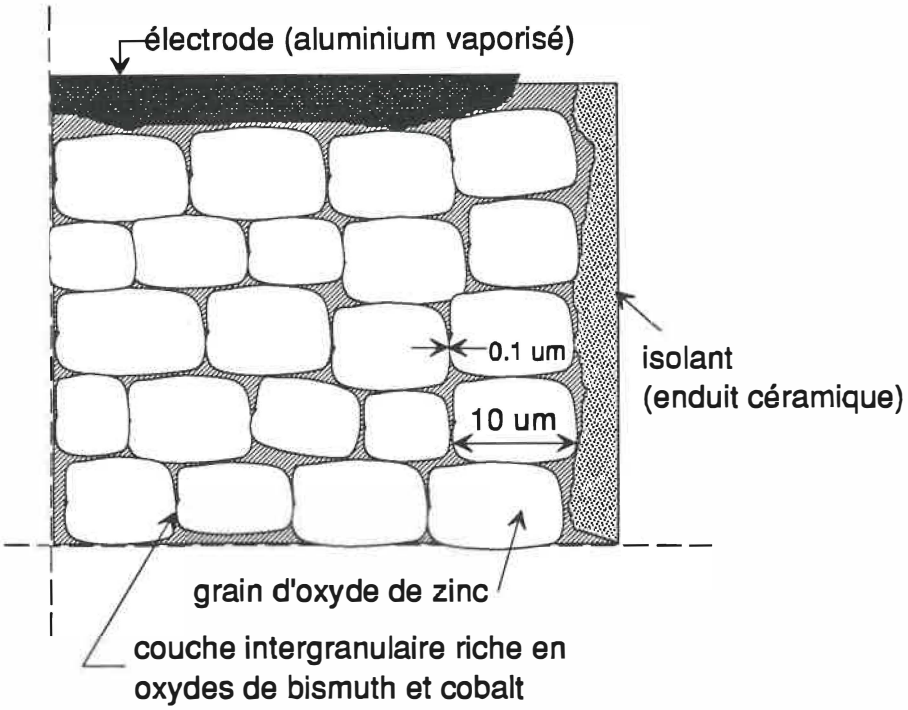


Figure 2.2 : Coupe schématique d'un bloc d'oxyde de métal

atteint une certaine valeur, le courant augmente plus vite que la tension. On dit alors que l'on opère dans la *zone non-linéaire de conduction.* On définit le *coefficient de non-linéarité* α par la relation suivante :

$$\alpha = \frac{\log(i'/i)}{\log(v'/v)} \tag{2.1}$$

où i'/i est le rapport d'augmentation du courant lorsque la tension augmente de v'/v.

Par exemple, pour un coefficient de non-linéarité de 24, une augmentation de 10% du niveau de tension cause une augmentation de 10 fois le courant [7].

Dans les composés à l'oxyde de métal, la couche intergranulaire est responsable de la caractéristique non-linéaire. Les *grains* d'oxyde de zinc se comportent comme des résistances ordinaires de faible valeur. L'effet de la résistance ohmique des grains d'oxyde de zinc ne se fait sentir qu'aux courants extrêmement élevés. Dans la zone de conduction normale, la chute de tension se produit dans la mince couche d'oxydes métalliques séparant les grains d'oxyde de zinc. Cette mince couche agit comme un isolant diélectrique entre les grains, comme dans un condensateur. En fait, la capacitance totale de la pastille d'oxyde de métal est la somme série-parallèle de tout les petits condensateurs entre la surface des grains d'oxyde de zinc. De même, l'impédance totale de la pastille est la somme série-parallèle des impédances de la *jonction* entre les grains (figure 2.3).

Le coefficient de non-linéarité α n'est pas constant [8,9,10,11]. Il est maximum dans la zone de transition entre la *conduction* et de la *pré-conduction* (figure 2.4). On remarque que la caractéristique électrique est sensible à la température dans la zone de pré-conduction. Cette région constitue la zone critique dans l'étude de la réponse thermique d'un parafoudre. Nous en rediscuterons dans les prochains chapitres.

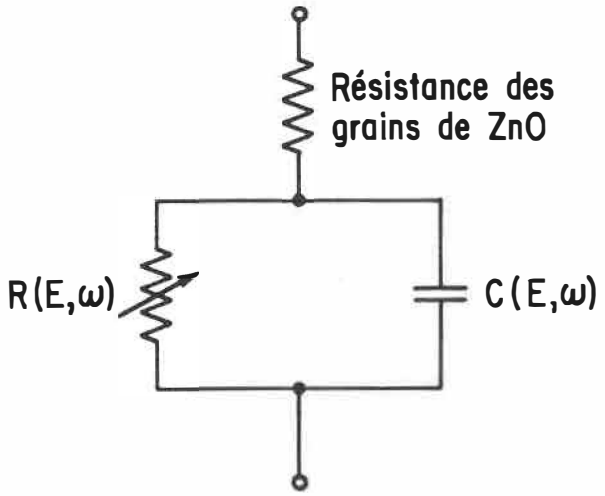


Figure 2.3 : Modèle simplifié d'une pastille d'oxyde de métal. Les valeurs de R et de C sont fonction du champ électrique E et de la fréquence ω.

Les théories sur les mécanismes de conduction des éléments à l'oxyde de métal expliquent que les phénomènes non-linéaires résultent de *l'effet tunnel* activé par la création de *trous de charges* dans l'oxyde de zinc quand la *bande de conduction* du grain descend sous le sommet de la bande supérieure de la couche intergranulaire [10,12]. La bande supérieure de la couche intergranulaire est le seuil de conduction d'un niveau constant de 3 à 3,6 V/grain. La température active l'effet tunnel et laisse passer plus de courant même si le seuil de conduction n'a pas changé. D'autres études font état d'un mode de conduction dérivé de la théorie de l'émission thermo-ionique et des modèles de diodes Schottky [13].

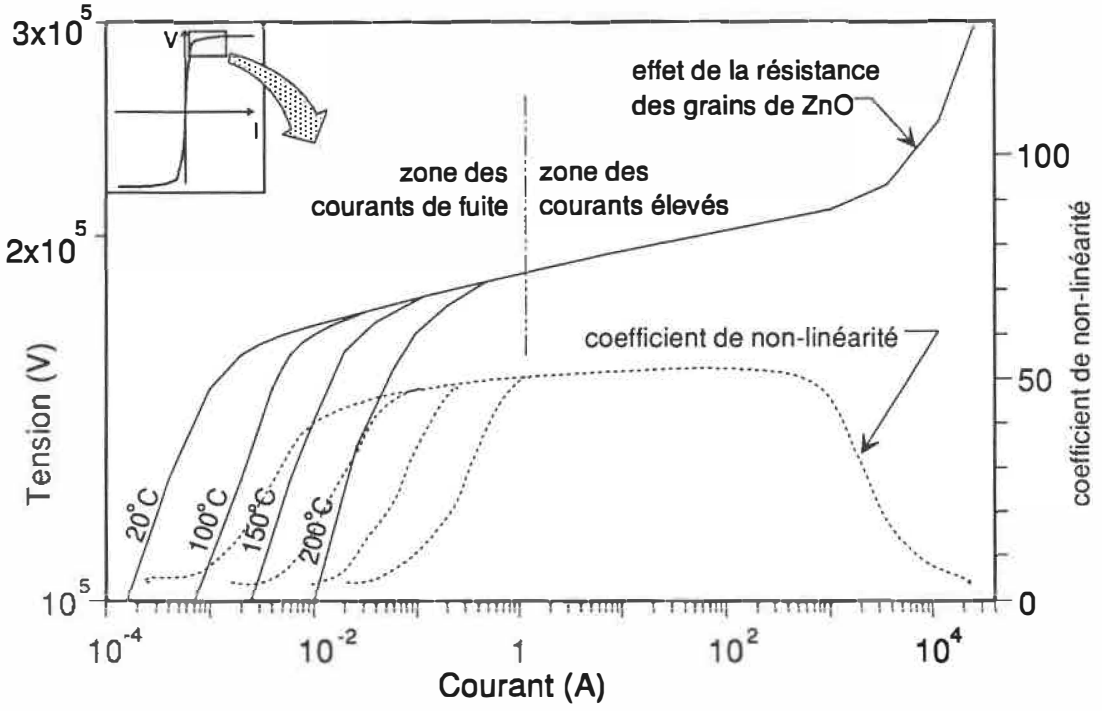


Figure 2.4 : Caractéristique courant-tension d'un élément à l'oxyde de métal pour un parafoudre de tension nominale de 120 kV.

2.3 Quelques notions de transfert de chaleur

Il existe trois modes principaux de transfert de la chaleur : la *conduction*, le *rayonnement* et la *convection*. Il existe aussi un quatrième mode qui entre en action lors des changements de phase; par exemple, l'évaporation d'un liquide [14]. Mais, comme il n'y a pas de changement de phase dans un parafoudre, nous ne traiterons pas ici de ce mode de transfert de la chaleur.

La *conduction* est une forme de transmission de la chaleur qui est le produit d'un échange direct d'énergie quand deux atomes entrent en collision. La *chaleur* correspond à une mesure de l'énergie cinétique de la matière. Les particules ayant un certain degré de liberté de mouvement (molécules, atomes, électrons libres) entrent en collision ou transmettent les vibrations pour diffuser la chaleur de la zone où la température est élevée vers la zone où elle est plus faible. La conduction est le seul mode de transfert thermique intervenant au sein des milieux solides opaques. La loi de base correspondant à ce phénomène s'exprime par :

$$\vec{\phi} = \vec{\lambda}\vec{\nabla}T \tag{2.2}$$

où :

$\vec{\phi}$ est la densité du flux (écoulement de chaleur);

$\vec{\lambda}$ est la conductivité thermique au point considéré;

$\vec{\nabla}T$ est l'opérateur gradient sur la température.

Le *rayonnement* est un mode de transfert de la chaleur qui correspond à une *absorption* ou une *émission* de radiations électromagnétiques (par exemple, les

rayons infrarouges). Toute matière peut perdre une partie de son énergie cinétique par émission d'un rayonnement électromagnétique. Réciproquement, lorsqu'un tel rayonnement est reçu à la surface d'un corps, une partie est absorbée par le corps et se retrouve dans l'énergie cinétique de ses composants, c'est-à-dire sous forme de chaleur. On définit le *corps noir* comme étant le corps idéal émettant le maximum d'énergie par rayonnement thermique à une température donnée. C'est aussi un corps absorbant la totalité des radiations thermiques qu'il reçoit. Un corps chauffé émet un spectre de radiations continu qui commence dans la zone entre les radiations infrarouges et micro-ondes. Plus on chauffe le corps, plus la bande supérieure du spectre de fréquences émises se déplace vers les longueurs d'ondes courtes. À des températures très élevées, le rayonnement atteint les ultra-violets. Le rayonnement thermique n'exigeant pas de support matériel pour se propager, représente de ce fait la seule possibilité d'échange thermique entre des corps distants placés dans le vide. Le milieu de propagation doit être transparent à la radiation émise pour qu'il y ait échange d'énergie. La relation de base, celle de Stefan-Boltzmann, s'exprime par :

$$M^\circ = \sigma T^4 \tag{2.3}$$

où :

M° est la puissance du rayonnement thermique émis par unité de surface d'un corps noir (en Wm^{-2});

σ est la constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8}\ Wm^{-2}K^{-4}$);

T est la température en $^\circ K$.

Avec un corps réel, la puissance émise, ou inversement le rayonnement absorbé,

est toujours inférieur à celui du corps noir. Pour obtenir la puissance réelle, il faut multiplier M° par un *coefficient d'émissivité* ϵ (toujours inférieur à 1).

La *convection* intervient à l'échelle macroscopique. Elle se produit dans les milieux liquides ou gazeux quand les mouvements du fluide transportent une quantité de chaleur à même la masse du fluide. On distingue la convection forcée dans laquelle le mouvement du fluide est produit par une action extérieure (pompe, ventilateur), et la convection libre (ou naturelle) dans laquelle ce mouvement résulte simplement de la différence de densité entre les parties chaudes et froides du fluide. La convection donne lieu à des écoulements de type laminaire ou de type turbulent ou la combinaison des deux. L'étude mathématique de la convection est complexe et la théorie doit souvent être complétée d'analyses expérimentales.

Tout matériau possède la caractéristique d'emmagasiner de la chaleur, c'est ce que l'on nomme la capacité thermique. Cette capacité peut s'exprimer sous la forme :

$$C_t = cV \tag{2.4}$$

où :

C_t est la capacité thermique d'une pièce de volume V cm^3 en Joules/°C;

c est la chaleur spécifique du matériau en Joules $\mathrm{cm}^{-3}\,^\circ\mathrm{C}^{-1}$.

Le coefficient c varie selon la température, mais dans la plupart des cas, on peut le considérer constant pour une gamme de températures réduites. L'énergie en Joules absorbée par le matériau en le chauffant d'une température T_1 à une température T_2 est de $C_t(T_2 - T_1)$.

Chapitre 3

Revue des modèles électrothermiques de parafoudres

Jusqu'à présent, les manufacturiers qui désiraient étudier le comportement thermique d'un parafoudre ont eu recours à des sections de parafoudres de tension réduite (*prorated section*). Ils coupent une section du parafoudre, en isolent les bouts pour éliminer les pertes axiales de chaleur et font des essais de validation. En comparant des essais faits sur des parafoudres complets avec ceux de la section réduite, ils ajustent les pertes de chaleur en ajoutant plus ou moins de matière isolante entre les pastilles d'oxyde de métal et l'enveloppe de porcelaine. Une fois validé, ce modèle réduit permet de réaliser toutes les études requises à un coût moindre que des essais à pleine échelle. Cependant, un modèle physique comporte beaucoup d'inconvénients. Il faut disposer d'une source de tension, des instruments de mesure appropriés et de beaucoup de temps. De plus, il faut laisser refroidir le modèle entre chaque série d'essais.

La simulation sur ordinateur apporte dans ce domaine une amélioration car une bonne simulation peut être aussi précise qu'un modèle réduit, et de plus, elle permet d'étudier plus de possibilités dans une période de temps plus courte. Pour laisser "refroidir" un parafoudre dans un programme de simulation numérique, il ne suffit que de réinitialiser quelques variables à zéro.

La première analyse détaillée du comportement thermique d'un parafoudre à l'oxyde de métal vient de Tominaga et al., de Mitsubishi Electric Corporation [15]. Leur article donne une méthode analytique qui est basée sur la balance d'énergie entre une équation de production de chaleur par les pastilles, et d'une équation de

dissipation de cette chaleur. La production de chaleur est de forme exponentielle avec la température et la tension, et la puissance de refroidissement est linéaire avec la différence de température (conduction seulement).

En 1983, M.V. Lat de Ontario Hydro calcule analytiquement les propriétés thermiques d'un parafoudre à l'oxyde de métal [16]. Son article très détaillé montre qu'un équivalent électrique simple composé de deux condensateurs et deux résistances suffit pour représenter le comportement thermique d'un parafoudre. C'est d'ailleurs cette représentation qui a été adoptée dans ce projet. M. Lat a validé son modèle avec des parafoudres pour le réseau de distribution.

Une année plus tard, Nishiwaki et al., de Toshiba Corporation font part d'une analyse thermique des parafoudres [17]. Une équation empirique de la caractéristique électrique sert de base pour calculer la puissance produite dans les pastilles. Une représentation linéaire du refroidissement est utilisée (conduction). L'étude la plus intéressante est l'analyse par la méthode des éléments finis de la distribution de la température le long de la colonne de pastilles. On y tient compte du refroidissement de la colonne par les couvercles.

Les deux méthodes analytiques présentées par les japonais [15,17] ne sont pas appuyées par des comparaisons entre une simulation et un essai sur un parafoudre complet. L'approche analytique a le même comportement qu'un parafoudre réel, mais elle est trop approximative pour être utilisé à des fins particulières.

Au début de l'année 1985, M. Lat publiait un second article [18] qui complétait son article précédent [16]. Il proposait le premier modèle électrothermique numérique complet. Son modèle utilise deux parties : une partie génération de la chaleur provenant d'une source électrique, et une partie thermique. Pour calculer la quantité de chaleur générée lorsque le parafoudre est sous tension, il utilise un tableau

élaboré qui extrapole les pertes en connaissant la tension appliquée et la température des éléments actifs du parafoudre. Ce tableau est obtenu suite à un grand nombre de mesures sur une pastille d'oxyde de métal. La pastille est placée dans un four à température contrôlée. Les pertes en watts sont calculées en faisant la moyenne du produit du courant avec la tension. En variant la tension et la température, il obtient une famille de courbes emmagasinées sous forme de tableau. Cette méthode donne une prévision précise des pertes mais nécessite beaucoup de points de mesures. Les paramètres de la partie thermique de son modèle sont évalués par la connaissance des dimensions physiques de l'appareil et des caractéristiques thermiques des matériaux utilisés. Il n'est pas nécessaire dans ce cas de faire des mesures expérimentales.

Nous verrons un peu plus loin à la section 5.2 que pour les parafoudres de transport, le calcul analytique des paramètres thermiques ne donne pas une précision optimale. Dans ce projet, une nouvelle méthode expérimentale permettant de trouver les paramètres thermiques est présentée. Ici, la chaleur produite par les pastilles d'oxyde de métal est directement calculée à partir de la caractéristique courant-tension-température du parafoudre. Cette manière nécessite moins de mesures que la méthode du tableau des pertes de M. Lat car elle utilise une méthode d'interpolation qui utilise les propriétés physiques de l'oxyde de métal.

Chapitre 4

Modélisation d'un parafoudre

4.1 Modèle électrique du parafoudre

Nous avons vu à la figure 2.4 une caractéristique électrique typique d'un parafoudre à l'oxyde de métal. Dans ce chapitre, nous examinerons les caractéristiques électriques générales d'un parafoudre surtout d'un point de vue descriptif. Nous ne chercherons pas à relier un phénomène électrique à une explication de la physique de l'état solide. Nous nous contenterons de décrire des modèles qui fonctionnent bien en simulation numérique.

Toujours en se référant à la figure 2.4, on divise la caractéristique courant-tension d'un élément d'oxyde de métal en deux zones : la zone des courants de fuite et la zone des courants élevés. La ligne de démarcation entre les deux zones peut être définie comme suit : c'est la région de densité de courant à partir de laquelle la température a un effet négligeable sur la caractéristique électrique. La courbe illustrée n'est valide que pour la fréquence à laquelle elle a été construite car l'oxyde de métal est sensible à la fréquence. Lorsqu'une pastille est soumise à une tension alternative sinusoïdale constante, le courant de fuite augmente au fur et à mesure que la fréquence est augmentée [19]. C'est en courant continu que l'oxyde de métal est le plus non-linéaire. Même dans la zone des courants élevés, les impulsions au temps de montée rapide génèrent légèrement plus de tension au borne de la pastille. Des mesures soignées permettant de réduire au maximum les inductances parasites ont montré que la surtension ne dépasse guère 10% [20].

La caractéristique électrique d'un parafoudre peut s'exprimer selon deux modes. On parle d'une caractéristique universelle avec un graphique de densité de courant versus le champ électrique, et d'une caractéristique courant-tension avec un graphique en courant versus la tension. L'avantage d'une caractéristique universelle est qu'en faisant l'hypothèse que le courant se distribue de manière uniforme dans la pastille, on peut, en connaissant ses dimensions physiques, retrouver la caractéristique courant-tension en multipliant la densité de courant par la surface de la pastille, et en multipliant le champ électrique par son épaisseur. Habituellement, les unités de densité de courant s'expriment en *ampères par* cm^2 et le champ électrique en *volts par cm*.

En pratique, la caractéristique universelle fonctionne bien lorsqu'on utilise la même recette pour la fabrication de l'oxyde de métal. Mais d'un manufacturier à l'autre, la caractéristique universelle varie sensiblement puisque la recette utilisée par chacun n'est jamais exactement la même. Il peut même arriver que des lots de production différents produisent des variations notables de la caractéristique universelle pour les éléments du même manufacturier.

Pour un parafoudre bien conçu, la distribution du champ électrique le long de la colonne de disques est uniforme. En coupant le parafoudre en deux parties égales en série, chacune des parties possède une caractéristique courant-tension dont les valeurs de tension font la moitié du parafoudre original. Un parafoudre utilisé sur le réseau 735 kV est habituellement construit de cinq sections en séries. Des études sur une seule section peuvent en toute confiance être extrapolées au parafoudre complet en multipliant la tension de la caractéristique courant-tension par le rapport entre la tension nominale du parafoudre complet et la tension nominale de la section étudiée. C'est de cette manière que nous procédons le plus souvent.

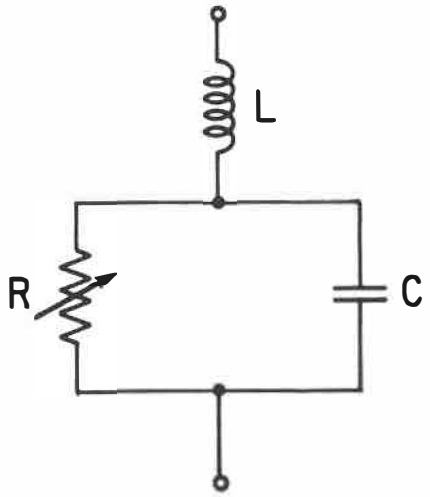


Figure 4.1 : Modèle d'un parafoudre à l'oxyde de métal dans la zone des courants élevés.

Nous allons voir avec plus de détails comment nous modéliserons les deux zones de la caractéristique courant-tension d'un parafoudre.

4.1.1 Zone des courants élevés

Nous divisons la caractéristique électrique du parafoudre en deux zones tout simplement parce qu'elles ne se modélisent pas tout à fait de la même façon. La plage d'utilisation normale d'un parafoudre est celle où les courants sont élevés. Elle est la portion la plus simple à modéliser puisque la température n'y a pas d'effet. Un modèle simple est illustré à la figure 4.1. La plupart du temps, on incorpore la résistance des grains de ZnO illustrée à la figure 2.3 dans la résistance variable, quiqu'il est plus formel de l'inclure dans l'inductance. Le modèle est pratiquement insensible à cette nuance.

L'inductance inclut toutes les inductances parasites comme celle de la connexion et celle inhérente au parafoudre. Le condensateur inclut la somme des capacitances distribuées et des capacitances parasites (anneau de garde) par rapport au sol. Les valeurs typiques sont les suivantes [21,22,23] :

$$L = \frac{0,2\,l}{n} + L_{connexion} \tag{4.1}$$

où :

L est l'inductance en μH;

l est la longueur électrique du parafoudre en mètres;

n est le nombre de colonnes en parallèle.

$$C = \frac{\varepsilon S n}{dm} + C_{parasite} \tag{4.2}$$

où :

C est la capacité en $Farads$;

ε vaut pour une température de 20°C :

- $1\,200\,\varepsilon_0$ pour $30\,\text{Hz} < f < 5\,000\,\text{Hz}$
- $1\,000\,\varepsilon_0$ pour $5\,000\,\text{Hz} < f < 1\,\text{MHz}$
- $900\,\varepsilon_0$ pour $1\,\text{MHz} < f < 500\,\text{MHz}$

$\varepsilon_0 = 8,854 \times 10^{-12} \quad F/m$;

S est la surface d'une pastille en m^2;

d est l'épaisseur d'une pastille en mètre;

m est le nombre de pastilles en séries par colonnes;

n est le nombre de colonnes en parallèle.

La résistance R s'exprime par une relation courant-tension : [1]

$$E = \frac{E_{nominale}}{18\,000}\left[a + b\frac{I}{S} + c\left(\frac{I}{S}\right)^{d}\right] \tag{4.3}$$

où :

E est la tension en volts;

I est le courant en ampères;

$a = 26\,864$

$b = 1{,}9387$

$c = 2\,755{,}6$

$d = 0{,}246$

S est la surface d'une pastille en cm^2 multiplié par le nombre de colonnes en parallèle. À titre d'indication :

$S = 20\ cm^2$ pour un parafoudre de distribution

$S = 100\ cm^2$ pour un parafoudre à très haute tension (réseau 735 kV)

[1] Formule adaptée d'une équation reçue de la compagnie Meidensha

Ce modèle est valide pour des densités de courant allant de 0,1 à 1 000 A/cm^2 environ et pour des impulsions de courant de forme $8 \times 20\mu$s.

Pour la majorité des problèmes où la durée des fronts de courant dépassent 50 μs, on peut éliminer L et C pour ne conserver qu'un modèle de parafoudre purement résistif. Ce modèle simple peut facilement être utilisé avec le programme de simulation EMTP (pour ElectroMagnetic Transient Program) en utilisant les éléments non-linéaires de type 92. Il existe même un sous-ensemble du type 92 avec interpolation logarithmique spécialement programmé pour les parafoudres à l'oxyde de métal. Cependant seules les versions récentes du programme EMTP permettent d'utiliser plusieurs segments d'interpolation logarithmique.

Il faut se méfier des modèles publiés pour simuler l'effet des fronts très raides de courant (temps de montée $< 5\mu$s). Beaucoup de mesures ont été faussées par l'inductance parasite de la boucle pastille–capteur [20]. Le simple ajout d'une inductance parasite comblera la majorité des besoins.

4.1.2 Zone des courants de fuite

La zone des courants faibles est celle qui nous intéresse le plus, car c'est dans cette zone que se produit le phénomène de l'emballement thermique. Sa particularité spécifique est qu'ici la température influence la caractéristique électrique.

L'oxyde de métal présente un coefficient de température négatif : c'est-à-dire qu'une augmentation de la température cause une augmentation du courant sous un champ électrique constant (figure 4.2).

C'est ce phénomène qui est à l'origine de l'emballement thermique. Nous l'étudierons en détail plus loin. L'augmentation du courant répond approximativement à

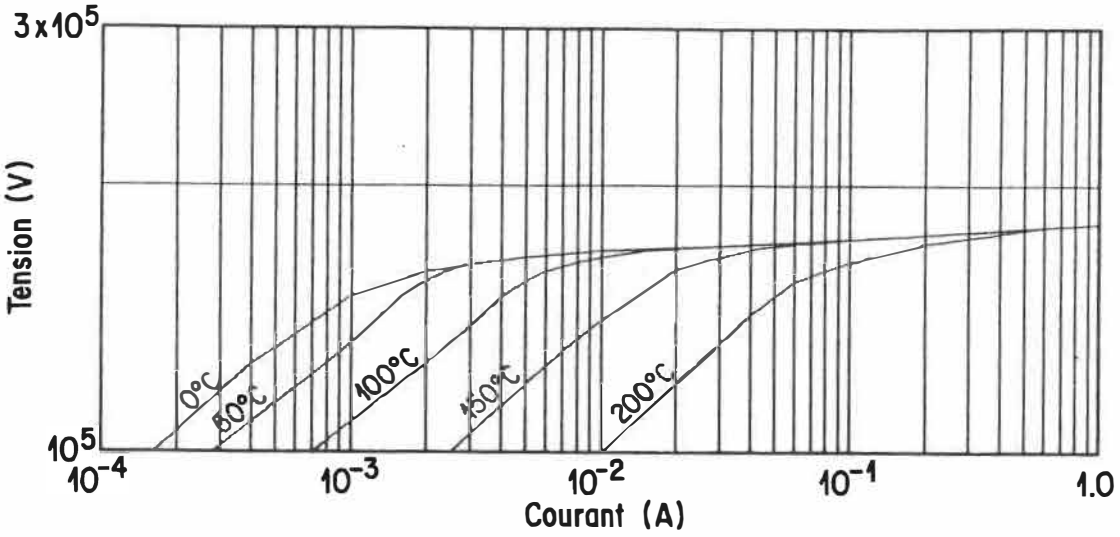


Figure 4.2 : Caractéristique courant-tension dans la zone des courants de fuite pour un parafoudre de tension nominale de 120 kV.

une loi logarithmique [23,24] :

$$I = I_0 \exp^{-\phi/kT} \tag{4.4}$$

où I est le courant; I_0, ϕ et k sont des constantes; et T est la température.

La dépendance en température varie aussi avec la fréquence du courant qui traverse la pastille. Elle est plus élevée à basse fréquence et maximale en courant continu. Par contre à moins de 100°C au fréquence plus élevée que 1 kHz, la règle de dépendance de l'équation 4.4 ne tient plus et devient plutôt complexe (fig. 10 de [19], [25]).

Cette loi se traduit par une famille de courbes courant-tension. Ainsi, pour des courbes tracées à chaque 50°C par exemple, on remarquera que l'espacement entre les courbes est à peu près constant lorsque l'on trace la caractéristique sur une échelle logarithmique. Lorsque le courant devient très faible, la caractéristique

devient à peu près celle d'une simple résistance et rejoint l'origine (0,0).

La zone des courants faibles est particulièrement sensible à la fréquence. La caractéristique courant-tension en courant continu de l'oxyde de métal est différente de la caractéristique à 60 Hz. Les pertes augmentent avec la fréquence. Dans une certaine gamme d'opération, le facteur entre la crête du courant à 60 Hz et le courant continu, pour une même tension crête, peut atteindre une valeur de dix [26]. Il est donc important d'obtenir la bonne caractéristique.

Au fur et à mesure que le champ électrique augmente, les courbes finissent toutes par se rejoindre et former une seule courbe indépendante de la température. La manière exacte dont les courbes se rejoignent est souvent masquée par l'imprécision des mesures mais la courbe représentée à la figure 4.2 représente ce qu'il est possible d'interpoler à partir des résultats expérimentaux. On remarquera qu'une courbe à température élevée rejoint la courbe à température inférieure lorsque l'amplitude du champ électrique augmente.

Pour modéliser cette région sur ordinateur, la meilleure méthode est d'utiliser un tableau des différents points de la courbe. Ces points de référence permettent par la suite, à un algorithme que nous verrons plus loin, d'extrapoler les valeurs de courant connaissant la tension et la température. La forme des courbes est tellement complexe qu'un modèle purement mathématique, c'est-à-dire une formule du type $I = f(E,T)$, serait extrêmement compliquée à déterminer puisque la fonction f et ses paramètres sont inconnus; et très pénible à utiliser si on doit modifier la caractéristique courant-tension.

Une table des valeurs associées à un algorithme d'extrapolation est donc doublement avantageuse.

Nous avons vu que la caractéristique électrique du parafoudre se divise en deux zones. Chaque zone se modélise différemment. La zone des courants de fuite se modélise par un tableau et celle des courants élevés par une équation. Comment peut-on concilier les deux modèles pour n'en faire qu'un seul ? Cela dépend un peu de l'application visée.

Le modèle de la zone des courants élevés, celui qui ne dépend pas de la température, est déjà implanté dans le programme de simulation EMTP disponible un peu partout. Elle est du type :

$$I = p\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)^q \tag{4.5}$$

où p, q, et V_{ref} sont des constantes pour un segment donné. En fait, q correspond au coefficient de non-linéarité.

EMTP permet de simuler la plupart des appareils que l'on retrouve normalement sur le réseau. Avec ce programme, on peut coupler des lignes, des transformateurs, condensateurs, etc. et déterminer, par exemple, l'énergie dissipée dans le parafoudre (sans tenir compte des pertes) si telle situation se produit. Mais ce programme ne tient pas compte de la température dans le modèle de parafoudre. Si on veut étudier les parafoudres dans cette zone intéressante, il existe deux choix :

1. se créer un programme dédié qui permettra de coupler un nombre réduit d'appareils électriques au parafoudre;
2. ajouter un modèle supplémentaire au programme de simulation EMTP.

Le deuxième choix est évidemment celui qui semble permettre le plus de possibilités mais il existe une raison sérieuse pour ne pas considérer cette solution actuellement : EMTP est un programme gigantesque de plus de 100 000 lignes de

code en FORTRAN. Ajouter une fonction supplémentaire à ce programme représente un effort considérable (sûrement quelques dizaines de mois au minimum). Un programme dédié, tel que celui qui a été développé pour ce projet, est plus facile à implanter, plus versatile, plus simple d'utilisation et plus rapide pour effectuer les calculs.

Le modèle complet peut facilement être obtenu en calculant des points sur la caractéristique de la zone des courants élevés et transférer ces valeurs dans le tableau qui sert au modèle des courants de fuite.

La description de la caractéristique électrique est donc basée sur un tableau qui contient les points qui décrivent des segments de droite sur un graphique courant-tension sur une échelle logarithmique. Entre deux points, on détermine les coefficients de l'équation $I = p\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)^q$. Le calcul du courant se limite à identifier le bon segment et d'appliquer l'équation. Mais avant cette étape, il faut identifier le segment selon la température et extrapoler entre 2 courbes de température.

La figure 4.3 illustre la méthode d'extrapolation en température. Les points du tableau sont représentés par des points reliés par des segments de droite sur un graphique à échelle logarithmique en x et en y. À chaque courbe du tableau est associée une température donnée. Pour toute température entre deux valeurs tabulées, la courbe directement à droite de la température intermédiaire est choisie et déplacée à gauche d'une certaine distance. Cette distance b est choisie proportionnellement à la distance a–c sur une échelle logarithmique. Les théoriciens de la conduction de l'oxyde de métal s'entendent pour dire que la dépendance en température du courant de fuite obéit à la relation $I = a\exp(-b/T)$ où a et b sont des constantes [27]. Cette relation provient de mesures en courant continu faites à des températures élevées. En courant alternatif, la relation ne tient plus (voir [19,25]) et

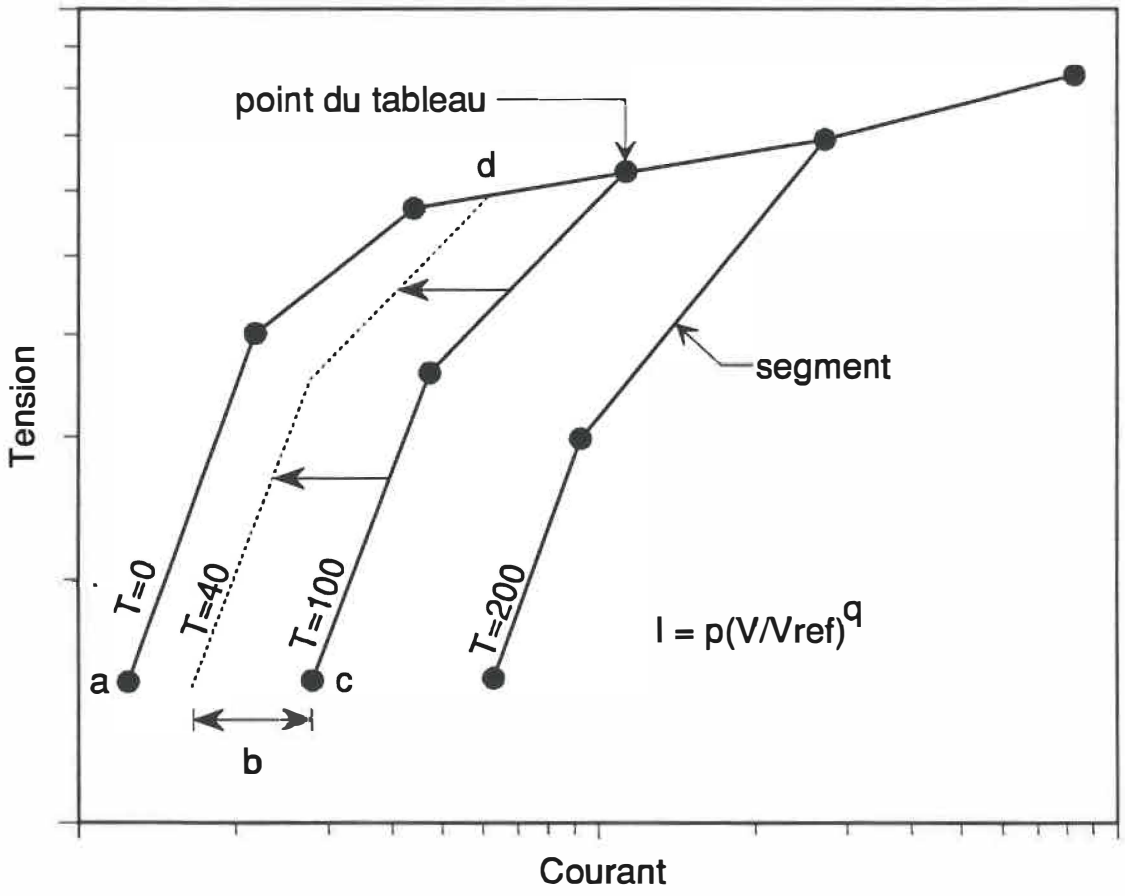


Figure 4.3 : Extrapolation du courant selon la tension et la température. L'ajustement en température se fait par le déplacement à gauche de la courbe à température supérieure. Le déplacement **b** est proportionnel à la distance **a–c** sur une échelle logarithmique.

une interpolation de la forme $I = \exp(-a + bT)$ est plus appropriée [26]. C'est cette formule d'interpolation qui est utilisée dans le modèle électrothermique présenté ici. Lorsque la tension dépasse le niveau du point **d**, la courbe devient alors celle à température inférieure dont les coordonnées existent dans le tableau.

4.2 Modèle thermique du parafoudre

Des trois principaux modes d'échange de la chaleur, seule la conduction possède un comportement linéaire. La radiation et la convection obéissent à des lois non-linéaires. Pour de faibles écarts de température, la représentation thermique d'un objet peut être linéarisée sans faire d'erreur importante. La définition de faible écart dépend beaucoup de l'application envisagée et de la précision désirée dans la modélisation. Dans le cas des parafoudres, une comparaison entre une modèle linéaire et un essai réel permettra de juger la validité de la linéarisation.

Les phénomènes thermiques linéaires peuvent souvent être représentés par un équivalent électrique. Un parafoudre se comporte linéairement du point de vue thermique lorsqu'un graphique des pertes watts (en anglais on utilise le terme "watt-loss") du parafoudre versus la température des pastilles d'oxyde de métal produit une ligne droite. M. Lat a vérifié qu'une telle hypothèse était plausible pour des parafoudres de distribution [16].

L'analogie entre le comportement de la chaleur et le comportement électrique est la suivante :

- la capacité thermique est représentée par un condensateur;
- la somme des trois modes de transfert de la chaleur est approximée par la

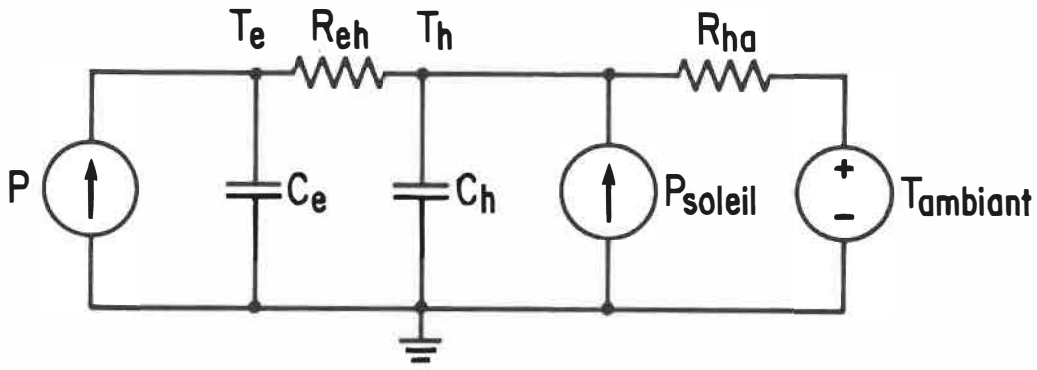


Figure 4.4 : Équivalent électrique de la caractéristique thermique d'un parafoudre.

conduction qui est elle-même représentée par une résistance;

- la température est représentée par la tension;
- la puissance thermique est équivalente au courant.

Un parafoudre est composé de deux masses thermiques importantes : les éléments d'oxyde de métal et l'enveloppe de porcelaine. Ces deux capacités thermiques sont respectivement les condensateurs C_e et C_h de la figure 4.4 [16].

La résistance thermique entre les éléments d'oxyde de métal et l'enveloppe de porcelaine est représentée par la résistance R_{eh}. Il en est de même pour la résistance thermique R_{ha} entre la porcelaine et l'air ambiant. Ici, la notation utilisée est la même que celle que M. Lat utilise [16]. Les sources de courant remplacent l'apport de la chaleur causé par les pertes watts des éléments d'oxyde de métal P. L'effet du soleil a été négligé dans cette projet parce que son effet est difficile à quantifier, et qu'il ne faisait pas soleil dans le laboratoire! Un des problèmes associé à cet effet serait de tenir compte de l'orientation du parafoudre : dans un parafoudre

à deux colonnes, la face sud serait plus chaude que celle du nord, et il y aurait alors une déséquilibre du courant de fuite entre les deux colonnes. On ne pourrait plus alors combiner les colonnes en une seule comme c'est présentement le cas. On aurait aussi besoin d'une représentation thermique différente pour les deux colonnes, et par conséquent d'une méthode de détermination des paramètres encore plus sophistiquée que celle qui fait l'objet de ce projet !

Des essais sur des parafoudres de distribution [16] ont montré que la représentation du circuit double R–C était suffisamment précise. Pour les parafoudres à haute tension, cette hypothèse s'est avérée juste, en particulier pour les appareils dont seul de l'air (qui a une faible capacité thermique) sépare les éléments d'oxyde de métal de l'enveloppe de porcelaine.

Ramifier la topologie d'un modèle thermique augmentera, bien entendu, la précision du modèle. Toutefois, quand viendra le temps d'en déterminer les valeurs réelles, l'usager sera confronté à un problème très complexe de détermination des paramètres.

Nous avons dérivé des modèles pour la partie électrique et thermique du parafoudre. Maintenant, nous voulons joindre ces deux parties pour créer ce que l'on nomme le *modèle électrothermique* du parafoudre.

4.3 Modèle électrothermique complet du parafoudre

4.3.1 Modèle proposé

Le modèle proposé dans ce rapport (figure 4.5) est basé sur les concepts de modélisation décrits dans les sections précédentes. L'échange thermique du parafoudre se

modélise par un circuit électrique à composants discrèts composé de résistances et de condensateurs. Le calcul de la génération de la chaleur est basé sur un tableau des pertes versus la température. Ce tableau, une fois placé dans un système bouclé, permet, par des itérations successives, de calculer les pertes qui déterminent la température qui provoque à son tour de nouvelles pertes, etc.

Le tableau des pertes est calculé avec la caractéristique courant-tension. Le tableau est valide pour une tension sinusoïdale donnée seulement. La puissance moyenne est l'intégrale sur un quart de cycle du produit de la tension et du courant. L'intégrale est calculée numériquement par la méthode du trapèze en divisant le quart de cycle en plusieurs petits intervalles réguliers. Le courant est interpolé de la caractéristique électrique du parafoudre. L'intégrale est calculée pour chaques petits intervalles de la gamme de température désirée dans la simulation. On obtient ainsi la puissance produite par la pastille en fonction de la température de celle-ci.

Ce modèle permet ainsi de calculer à peu près tous les comportements qui nous intéressent dans les études dynamiques du comportement thermique d'un parafoudre. Le modèle tel qu'implanté à ce jour impose une limite : dans toutes les études où la température intervient, le seul circuit électrique d'alimentation que nous pouvons utiliser est celui où une source de tension est directement branchée aux bornes du parafoudre. La source doit avoir une capacité infinie de courant de court-circuit. La raison de cette limitation s'explique par la complexité de résoudre des systèmes dans lesquels les éléments obéissent à des lois non-linéaires.

Pour la majorité des études d'emballement thermique, cette contrainte est sans conséquence car le scénario typique d'utilisation du modèle est le suivant : le parafoudre reçoit une décharge d'énergie (par la foudre ou une surtension de manœuvre, par exemple) et subséquemment, la tension du réseau augmente un peu puis

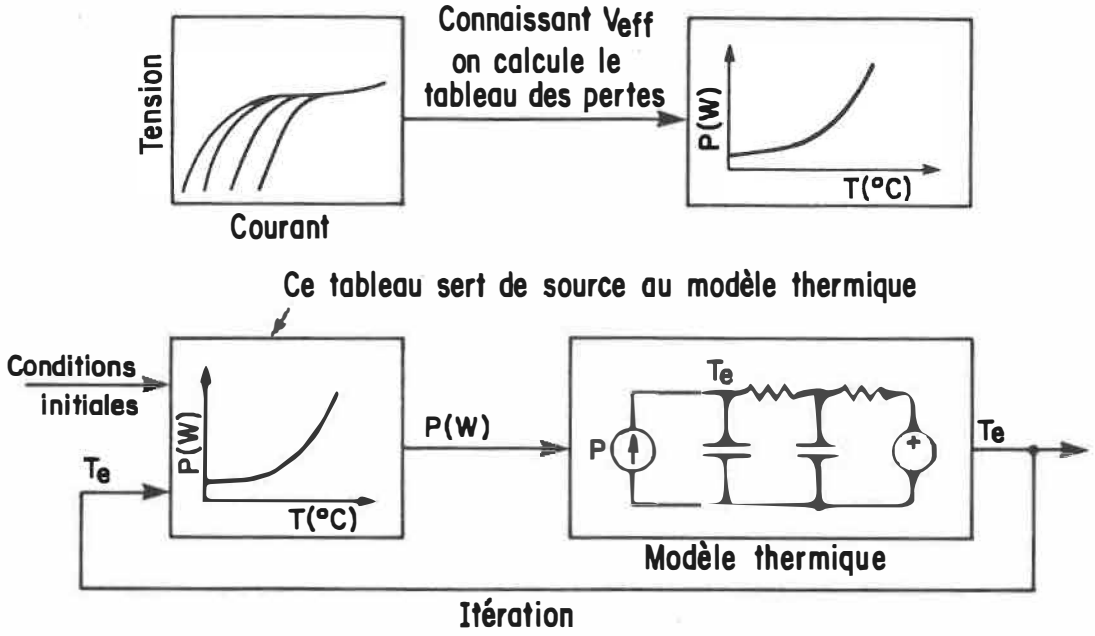


Figure 4.5 : Schéma bloc du modèle électrothermique

redevient normale par la suite. On peut considérer que la source branchée au parafoudre a une impédance nulle lorsque le courant tiré par ce dernier est faible par rapport au courant de court-circuit disponible. Le courant de court-circuit d'une ligne à 735 kV est habituellement de plus de 5 000 A. Un parafoudre du calibre utilisé à cette tension perd sa sensibilité à la gamme des températures normales d'opération (i.e. moins de 150°C) lorsque le courant qui le traverse devient plus élevé que 1 A. Des simulations de circuits électriques ont montré que lorsque le courant crête tiré par le parafoudre se maintient sous environ 5% du courant maximum disponible à la source, ce courant crête ne change pas significativement de valeur en diminuant l'impédance équivalente du circuit vu par le parafoudre. Cette heureuse coïncidence fait que pour toute simulation où le courant de court-circuit de la source pourrait avoir une influence, la température n'a plus d'effet sur la réponse électrique du parafoudre. On peut donc de ce fait utiliser le modèle simplifié dispo-

nible sur le programme de simulation EMTP pour calculer les températures initiales du parafoudre. On utilise ces dernières avec le modèle électrothermique lorsque les conditions électriques sont telles que le courant tiré par le parafoudre devient négligeable vis-à-vis la capacité de courant de court-circuit du réseau.

Chapitre 5

Détermination des paramètres

La détermination des paramètres représente la tâche la plus laborieuse de la modélisation. Nous avons vu que la caractéristique électrique du parafoudre est complexe, mais quand il s'agit d'associer des chiffres à ces courbes, on s'aperçoit que ce n'est pas facile. Il en est de même avec les paramètres thermiques.

5.1 Paramètres électriques

Le terme *paramètre électrique* désigne la description de la caractéristique courant-tension du parafoudre. Nous avons vu que la caractéristique électrique d'un parafoudre couvre une très large gamme de courants allant des microampères aux kiloampères. De plus, la température a un effet important sur la caractéristique électrique du parafoudre dans la zone des courants faibles.

L'approche utilisée par M. Lat [18] est de tabuler la puissance produite par la pastille d'oxyde de métal. Le tableau contient les mesures de puissance pour toute une gamme de températures et de tensions. Pour amasser des données expérimentales, une pastille du parafoudre est placée dans un four à température contrôlée. À l'aide d'un système numérique d'acquisition de données, on calcule la puissance dissipée dans la pastille en intégrant le produit du courant et de la tension aux bornes de la pastille. En divisant le tout par la période d'intégration, on obtient la puissance moyenne dissipée. En répétant la mesure pour plusieurs niveaux de tension, on collectionne ainsi des valeurs pour une température donnée. La forme

d'onde de tension doit être la même que celle qui sera utilisée dans la modélisation. Évidemment, la majorité des simulations requièrent une tension sinusoïdale à 60 Hz. La séquence complète est reproduite pour une nouvelle température et on continue ainsi de suite jusqu'à ce que toute la gamme de températures et de tensions ait été épuisée. La gamme à couvrir dépend de la gamme d'utilisation désirée dans le modèle.

Cette méthode nécessite des centaines de mesures. Un système de mesure automatisé peut réduire le temps consacré à l'acquisition de toutes ces mesures. Mais un tel système nécessite un montage spécialisé pour de tels essais. Une extrapolation exponentielle permet de trouver la puissance pour n'importe quelle combinaison de tension et de température. Pour extrapoler la puissance générée dans la section complète du parafoudre, il faut multiplier cette puissance par le nombre de pastilles en série, et faire de même avec les valeurs de tension du tableau.

Les variations dans les composés chimiques et les procédés de fabrication font que chaque pastille possède une caractéristique électrique qui lui est propre. À l'usine, les pastilles sont triées et marquées selon la tension crête qu'elles produisent sous une impulsion de 10 kA. En combinant les pastilles, le fabricant peut choisir la tension résiduelle du parafoudre complet. Lorsqu'on prend des mesures sur une seule pastille il faut choisir celle qui représente la moyenne du groupe, autrement la mise à l'échelle du parafoudre complet pourrait être faussée.

La seconde approche, celle qui est utilisée ici, consiste à calculer la puissance générée dans le parafoudre en utilisant sa caractéristique courant-tension. Puisque la caractéristique courant-tension dépend de la température, il est important de choisir celle correspondant à cette température.

Idéalement, il faut réaliser toute une série d'essais sur une section de parafoudre

du même type que celui que l'on désire modéliser. Il faut munir ce parafoudre d'un moyen permettant de mesurer la température des disques au 2/3 supérieur (là où c'est le plus chaud) sur chacune de ses colonnes [16,28]. Il faut alors mesurer la valeur du courant crête et de la température pour une tension crête donnée. Il est important que le parafoudre soit alimenté à la fréquence de 60 Hz puisque sa caractéristique électrique change avec la fréquence. Pour parcourir la gamme de températures qui nous intéresse, on peut soit placer le parafoudre dans un four ou soit laisser le parafoudre s'échauffer de lui-même. Cependant, dans ce dernier cas, le parafoudre peut plafonner à une température stable d'opération. Pour le chauffer davantage, il faut augmenter la tension temporairement et ensuite faire la mesure à une tension plus faible lorsque le parafoudre se refroidit. On doit ainsi parcourir, pour plusieurs niveaux de tension, toute la gamme des températures et faire des mesures à chaque fois que la température change de 10°C typiquement.

Dans la gamme des courants élevés, on ne peut pas tout simplement brancher le parafoudre aux bornes d'une source à 60 Hz parce qu'un courant élevé, durant une période de temps prolongée, peut endommager les éléments d'oxyde de métal. Pour connaître la caractéristique du parafoudre dans cette région, il faut utiliser un circuit constitué d'un condensateur préchargé à une certaine tension que l'on décharge à travers une inductance dans le parafoudre. Le courant circulant dans ce circuit prend une forme sinusoïdale et ne dure que pour un cycle seulement. Cette région de la caractéristique n'est à peu près pas sensible à la température et à la fréquence. En se basant sur des résultats que nous avons obtenus en laboratoire, nous avons ainsi vérifié que pour une gamme de courants allant des dizaines d'ampères à quelques kiloampères, le modèle discuté à la section 4.1.1 est très fiable et précis. De même, cette portion de la caractéristique demeure à peu près identique pour des parafoudres provenant de divers manufacturiers.

Nous n'avons pas eu l'occasion de faire des mesures avec beaucoup de niveaux différents de tension sur des sections complètes de parafoudre dans la région des courants de fuite. Les essais de ce type coûtent cher car ils nécessitent une source de tension réglable d'environ 150 kV et ayant au moins 10 A de courant de court-circuit (soit 1 500 kW). Nous avons réalisé des essais d'échauffement en alimentant le parafoudre sous une légère surtension alternative tout en enregistrant simultanément la température. Pour compenser le nombre réduit de niveaux de tension différents utilisés pour nos essais, une méthode de traitement numérique a été développée pour élargir la caractéristique électrique mesurée.

Cette méthode (figure 5.1) est basée sur l'élimination du courant capacitif. On peut éliminer la composante capacitive en soustrayant du courant total un courant sinusoïdal généré par ordinateur dont l'amplitude crête vaut celle du courant lorsque la tension passe par zéro. La relation de phase de ce sinus doit être telle que lorsque la tension atteint sa valeur maximale, le sinus doit passer par zéro.

En isolant ainsi la composante résistive du courant, il nous est possible de tracer une caractéristique courant-tension qui couvre une gamme plus grande que le seul point des valeurs crêtes. On note cependant que la caractéristique ainsi tracée présente un phénomène *d'hystérésis*, c'est-à-dire que la caractéristique sur la pente ascendante du courant est différente de celle sur la pente descendante. On observe aussi ce phénomène dans la zone des courants élevés, quoiqu'elle prend moins d'importance. De plus, l'amplitude de l'hystérésis varie entre les produits de différents fabricants.

Nous avons maintenant des segments épars de la caractéristique courant-tension qu'il nous faut combler afin d'obtenir une caractéristique complète. La seule manière de compléter cette caractéristique est d'utiliser notre connaissance du comportement

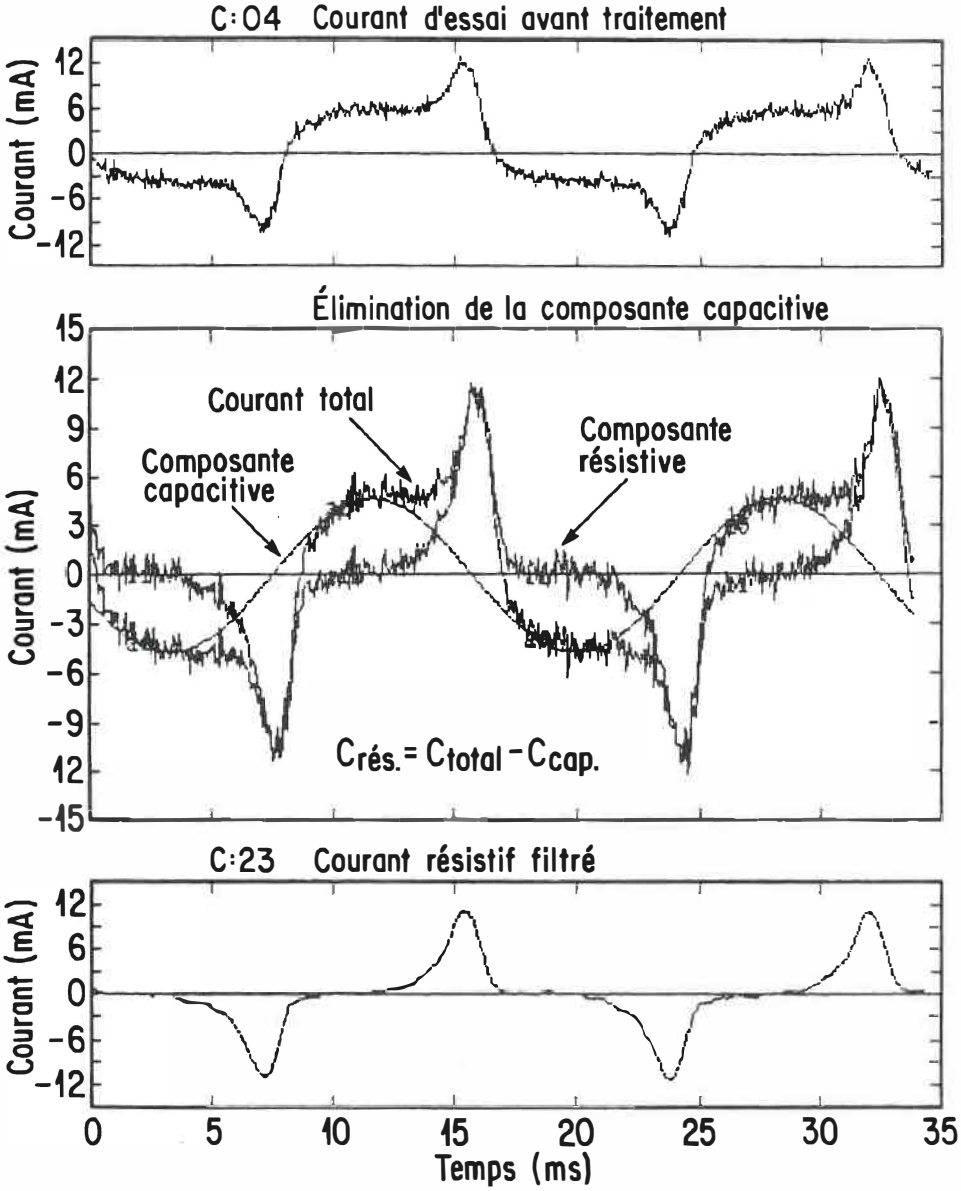


Figure 5.1 : Élimination de la composante capacitive d'un courant de fuite

électrique de l'oxyde de métal. Ainsi, il faut évidemment que la courbe ressemble à ce que l'on peut trouver dans les articles spécialisés. De plus, on doit s'assurer que le coefficient de non-linéarité α reste dans une gamme de valeurs adéquates. Il faut en quelque sorte "sculpter" la caractéristique pour obtenir un modèle électrique satisfaisant.

Un outil informatique baptisé EDVIT a été développé dans ce projet pour dessiner une caractéristique courant-tension-température en utilisant les points expérimentaux comme repères. Ce programme permet de modifier une courbe interactivement, et affiche en temps réel la valeur du coefficient de non-linéarité. La caractéristique finale est composée d'un ensemble de courbes elles-mêmes composées de points reliés par des segments de droite. À chacune des courbes est associée une température donnée. Une caractéristique typique sera composée d'environ 5 courbes provenant de températures différentes, et d'une vingtaine de points par courbe. Une centaine de points sont donc suffisants pour décrire le comportement électrique des courants de fuite du parafoudre comparativement à plus de 500 par la mesure directe de la puissance. Dans les zones pour lesquelles la quantité ou la qualité des mesures sont insuffisantes, l'outil EDVIT permet de combler et corriger les vides et irrégularités qui pourraient causer des transitions brusques dans les coefficients de non-linéarité qui, dans la réalité, évoluent de façon uniforme.

5.2 Paramètres thermiques

5.2.1 Méthode analytique

L'article de M. Lat donne une méthode analytique pour calculer les paramètres thermiques des parafoudres [16]. Les dimensions physiques d'une section à 120 kV

d'un parafoudre à 735 kV que nous désignons par le symbole "**A**" ont été mesurées avec soin et les paramètres thermiques ont été calculés pour les conditions qui prévalaient en laboratoire lors de l'essai de décharge impulsionnelle (prochaine section). Le résultat du calcul est présenté graphiquement à la figure 5.5 à la page 54 où on peut voir en superposition la courbe de refroidissement du parafoudre calculée de manière analytique et mesurée expérimentalement. La méthode analytique (M.V. Lat) est moins précise que la méthode expérimentale, mais compte tenu que la courbe de refroidissement analytique ne s'éloigne jamais de plus de 10°C des mesures, elle donne tout de même une précision intéressante.

Il est important d'obtenir des paramètres thermiques précis pour étudier des séquences prolongées et complexes d'échauffement. La méthode analytique est désavantagée à ce point de vue car l'erreur cumulative de la valeur calculée de la température diminue l'utilité de la simulation.

La prochaine section montre une méthode expérimentale qui permet d'obtenir les paramètres optimaux de la représentation thermique linéaire du parafoudre.

5.2.2 Décharge impulsionnelle

Méthode expérimentale

En utilisant le modèle thermique que nous avons vu plus haut, il nous faut déterminer quatre paramètres C_e, C_h, R_{eh} et R_{ha}. Il s'agit maintenant d'établir une procédure qui nous permettra de déterminer les valeurs de ces quatre éléments de façon à représenter le mieux possible le comportement thermique du parafoudre tel que mesuré aux essais.

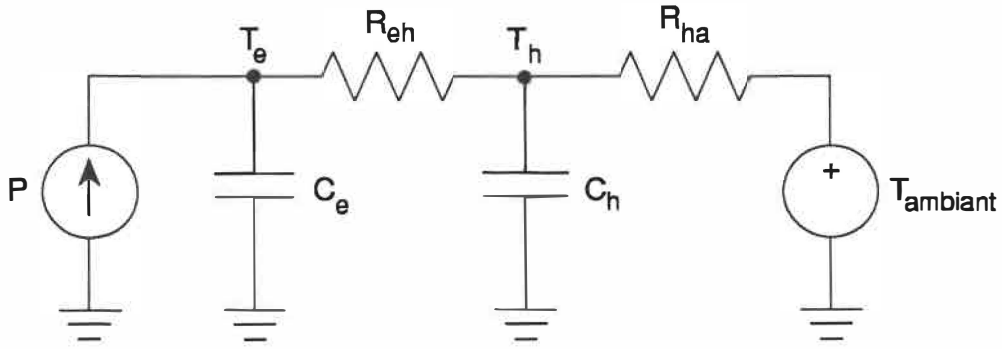


Figure 5.2 : Modèle thermique du parafoudre

On sait que la réponse d'un système à une impulsion de Dirac donne la fonction de transfert de ce système. Donc, si la puissance thermique à l'entrée du parafoudre peut être approximée par une impulsion de courte durée, alors la réponse temporelle de la température de l'élément équivaut à la fonction de transfert du système.

En solutionnant mathématiquement le circuit représenté à la figure 5.2 pour une entrée $P = \delta(t)$, on obtient :

$$T_e(t) = k_1 e^{r_1 t} + k_2 e^{r_2 t} + T_{\text{ambiant}} \tag{5.1}$$

Pour utiliser cette méthode, il faut disposer d'une banque de condensateurs qui contient suffisamment d'énergie pour échauffer les pastilles d'oxyde de métal de quelques dizaines de degrés Celsius. Plus l'échauffement sera élevé, plus la précision des paramètres obtenus sera grande. Par contre, il est plus prudent de se limiter à un chauffage de 50°C, correspondant à l'absorption de l'énergie nominale spécifiée par les fabriquants. Pour chauffer les blocs d'oxyde de métal très rapidement, il faut fournir au parafoudre une impulsion de courant intense avec un circuit L–C. La durée de cette impulsion doit être très courte par rapport à la réponse thermique

du parafoudre (i.e. plus petite que 1 seconde). Le circuit d'essai typique consiste en un condensateur préchargé que l'on décharge dans le parafoudre à travers une inductance. La tension aux bornes du condensateur peut être déterminée préalablement à l'essai par simulation avec le programme EMTP. Pour des conditions *adiabatiques*, c'est-à-dire quand les pertes de chaleur ne sont pas importantes, la température maximum atteinte pour une impulsion d'énergie totale P est de P/C_e. On peut estimer la valeur de C_e en multipliant la chaleur spécifique de l'oxyde de métal par le volume total V des éléments ($c \simeq 3,0\ J°C^{-1}\,cm^{-3}$ @ 93°C [16]). Il ne faut pas oublier que la capacité thermique varie avec la température. Cet équivalent électrique n'en tient pas compte.

Le parafoudre soumis à l'essai doit être muni d'un moyen d'enregistrer la température des pastilles. Il a été démontré que la température maximum le long de la colonne d'oxyde de métal se trouve au $\frac{2}{3}$ supérieur de cette colonne [16,28]. Pour les parafoudres constitués de plusieurs colonnes en parallèle, il faut mesurer la température de chacune des colonnes. Il est important de mesurer la température le plus tôt possible après la décharge d'énergie pour assurer la précision maximale. Un système de mesure de la température par fibre optique donne la performance optimale pour cet usage car il permet de mesurer sous tension. Dépendant du système employé, il sera peut-être nécessaire de percer un trou dans la colonne de porcelaine au niveau où la mesure sera prise. Dans tous les cas, il faut préalablement démonter le parafoudre, et le remonter soigneusement.

Les valeurs de la puissance P fournie à l'entrée, et de la température $T_e(t)$ des éléments actifs sont connues lors de l'essai. Ainsi par une technique de lissage de courbe par les moindres carrés (décrite à la prochaine section), on peut obtenir les paramètres k_1, k_2, r_1 et r_2. La valeur de la température ambiante est la plupart du temps connue mais peut aussi être déterminée par le lissage de courbe. Les

paramètres physiques correspondant au modèle thermique peuvent être obtenus par une série de calculs simples donnés par les équations suivantes :

$$C_e = \frac{P}{k_1 + k_2} \tag{5.2}$$

$$C_h = \frac{-P(k_1 r_1 + k_2 r_2)^2}{(k_1 + k_2) k_1 k_2 (r_1 - r_2)(r_2 - r_1)} \tag{5.3}$$

$$R_{eh} = \frac{-(k_1 + k_2)^2}{P(k_1 r_1 + k_2 r_2)} \tag{5.4}$$

$$R_{ha} = \frac{k_1 k_2 (r_1 - r_2)(r_2 - r_1)}{P r_1 r_2 (k_1 r_1 + k_2 r_2)} \tag{5.5}$$

Pour obtenir ces équations, il suffit de résoudre analytiquement le circuit électrique modélisant l'aspect thermique du parafoudre (figure 5.2) pour une puissance d'entrée $P = \delta(t)$. La solution analytique nous donne la réponse dans le temps de la température des éléments d'oxyde de métal $T_e(t)$ (équation 5.1). Les valeurs k_1, k_2, r_1 et r_2 sont des combinaisons des quatre paramètres C_e, C_h, R_{eh} et R_{ha}. Avec ainsi 4 équations et 4 inconnues (T_{ambiant} est connu), il suffit de résoudre le système d'équations pour retrouver la relation inverse.

Détermination des paramètres de la double exponentielle

La mesure prise au laboratoire nous donne l'évolution de la température des éléments d'oxyde de métal $T_e(t)$ en fonction du temps. Pour trouver les paramètres de

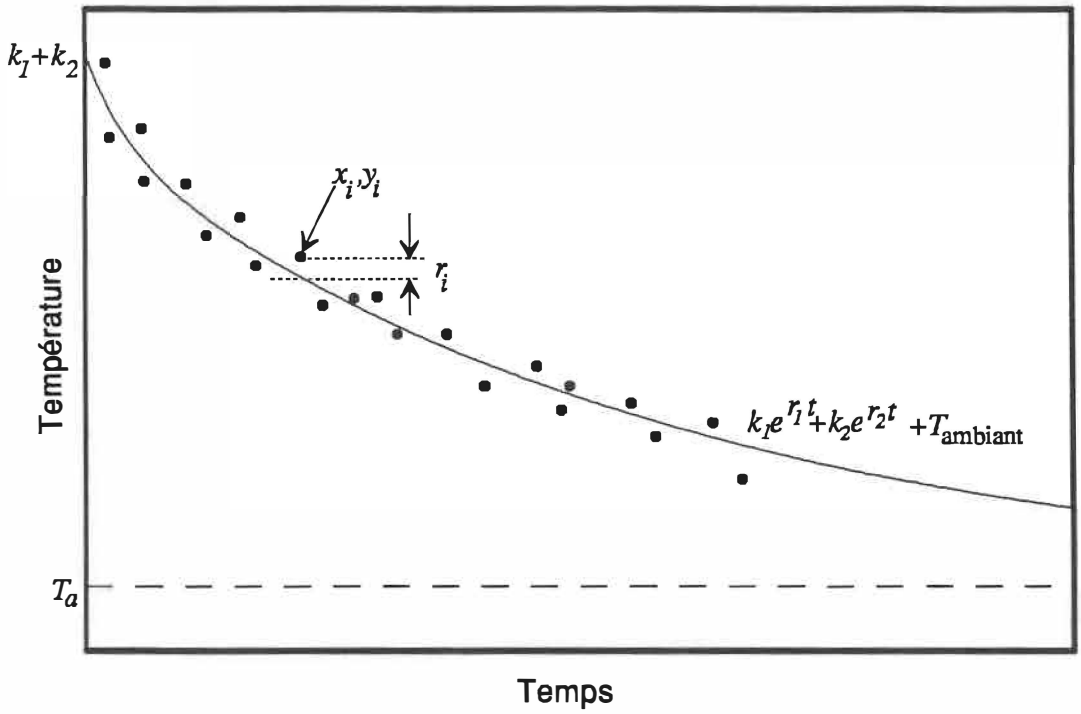


Figure 5.3 : Détermination des paramètres d'une fonction à double exponentielle décroissante par la méthode des moindres carrés. Si T_{ambiant} est connu, on peut soustraire cette valeur des lectures de $T_e(t)$ pour n'avoir qu'à résoudre $k_1e^{r_1t} + k_2e^{r_2t}$.

l'équation 5.1, il faut choisir k_1, k_2, r_1 et r_2 et si nécessaire T_{ambiant} tel que l'erreur entre l'équation et les résultats soit minimale.

La méthode classique pour solutionner ce genre de problème utilise l'optimisation par les moindres carrés. Puisque la fonction à optimiser est non-linéaire, les méthodes ordinaires qui s'appliquent aux modèles linéaires ne peuvent pas s'appliquer.

Soit m points expérimentaux, on cherche à minimiser la somme des résidus r_i

au carré :

$$\sum_{i=1}^{m} r_i(x)^2 \qquad \text{où} \qquad r_i(x) = [k_1 e^{r_1 x} + k_2 e^{r_2 x} + T_{\text{ambiant}}] - y_i \tag{5.6}$$

La solution de cette équation est basée sur la méthode de Newton [29]. Définissons la notation suivante :

$\mathcal{M}_c(x)$ vecteur des nouveaux paramètres de longueur n

x_c première estimation des variables

$\mathcal{J}(x_c)$ matrice Jacobienne $\mathcal{J}_{ij} = \dfrac{\partial r_i(x)}{\partial x_j}$

$\mathcal{R}(x_c)$ vecteur de l'équation courante de longueur n

n nombre de variables dans l'équation à minimiser (4 variables dans le cas qui nous concerne)

m nombre de résidus ($\mathcal{R}(x_c)$ est le vecteur des résidus $r_i(x)$)

par la méthode de Newton :

$$\mathcal{M}_c(x) = \mathcal{R}(x_c) + \mathcal{J}(x_c)(x - x_c) \tag{5.7}$$

dans notre cas où $m > n$ (système surdimensionné), minimiser la somme des résidus au carré équivaut en notation vectorielle à :

$$\text{minimiser} \qquad f(x) = \frac{1}{2}\mathcal{R}(x)^T\mathcal{R}(x) \qquad\qquad x \in R^n \tag{5.8}$$

on peut montrer que

$$\nabla f(x) = \mathcal{J}(x)^T\mathcal{R}(x) \tag{5.9}$$

$$\nabla f(x) = \left[\frac{\partial f(x)}{\partial x_1} \; , \cdots , \; \frac{\partial f(x)}{\partial x_n}\right]^T \tag{5.10}$$

de même,

$$\nabla^2 f(x) = \mathcal{J}(x)^T \mathcal{J}(x) + \mathcal{S}(x) \tag{5.11}$$

$$\mathcal{S}(x) \triangleq \sum_{i=1}^{m} r_i(x) \cdot \nabla^2 r_i(x) \tag{5.12}$$

Finalement, la méthode de Newton permet d'évaluer la prochaine itération par :

$$x_+ = x_c - (\mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{J}(x_c) + \mathcal{S}(x_c))^{-1} \mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{R}(x_c) \tag{5.13}$$

Pour éviter d'évaluer le terme $\mathcal{S}(x_c)$ qui contient des dérivées secondes et qui est souvent laborieux à calculer, et pas toujours disponible, il est omis et on retrouve ainsi la méthode de Gauss-Newton où :

$$x_+ = x_c - (\mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{J}(x_c))^{-1} \mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{R}(x_c) \tag{5.14}$$

Puisque l'approximation de la fonction contient moins de termes, la méthode de Gauss-Newton diverge plus facilement que la méthode de Newton lorsque l'approximation x_c est loin de la solution.

Il existe deux variantes de la méthode de Gauss-Newton pour aider la convergence. La première se nomme Gauss-Newton amortie où la prochaine itération se calcule par :

$$x_+ = x_c - \lambda_c (\mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{J}(x_c))^{-1} \mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{R}(x_c) \tag{5.15}$$

la seconde est celle de Levenberg-Marquardt :

$$x_+ = x_c - (\mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{J}(x_c) + \mu_c I)^{-1} \mathcal{J}(x_c)^T \mathcal{R}(x_c) \tag{5.16}$$

Il existe aussi d'autres méthodes plus sophistiquées pour remplacer le terme $\mathcal{S}(x_c)$ par des approximations plus faciles à calculer [30]. De même, certaines méthodes basées sur la méthode de Newton amortie existent et garantissent la convergence quelques soient les valeurs initiales, en autant que la fonction à optimiser soit convexe.

Il existe plusieurs programmes faisant partie des librairies scientifiques bien connues (notamment IMSL et NAG) pour résoudre ce genre de problème. Dans le cadre de ce projet, un programme qui utilise la méthode de Gauss-Newton a été utilisé [31]. Ce programme, conçu pour résoudre l'équation 5.1, fait une première approximation avec les paramètres suivants :

k_1, k_2 : première valeur de la température (à $t = 0$)

r_1 : 50% de la durée de l'échantillonnage

r_2 : $0,01 \times r_1$

Dans la majorité des cas, en utilisant ces valeurs de départ, le programme finit par converger vers la solution. Dans l'exemple qui suit, nous verrons qu'il faut prendre soin de bien préparer les données expérimentales avant de tenter la minimisation.

Voici un exemple d'un essai de type impulsionnel avec une section complète à 120 kV d'un parafoudre pour le réseau 735 kV (parafoudre "**A**"). Une décharge de 5 ms provenant d'un simple circuit L–C fut réalisée en utilisant le circuit d'essai synthétique de l'IREQ. L'énergie mesurée en intégrant le produit de la tension et du courant dans le parafoudre fut de 1,03 MJ. La température de chacune des deux colonnes d'oxyde de métal a été prise à la surface extérieure des pastilles au $\frac{2}{3}$ supérieur de la colonne. La température de l'intérieur de l'enveloppe de porcelaine a été prise au même niveau perpendiculairement à l'axe des deux colonnes.

Le système d'enregistrement de la température donne une lecture au degré près, ce qui explique les échelons sur les graphiques. Lors de l'essai, le taux d'échantillonnage était très court au début, puis fut par la suite ralenti pour s'adapter au taux

de refroidissement du parafoudre. La température moyenne des deux colonnes fut utilisée pour la minimisation. Il n'est pas possible d'utiliser directement ces mesures pour trouver la meilleure double exponentielle décroissante pour deux raisons principales. La première raison vient du fait que malgré une impulsion de 5 ms, les pastilles ont pris 2 minutes avant d'atteindre leur température maximale telle que mesurée à leur périphérie. Il faut donc éliminer tous les points expérimentaux avant le maximum car la fonction $k_1 e^{r_1 t} + k_2 e^{r_2 t}$ commence directement au maximum à $t = 0$. De plus, il faut éliminer les points après le refroidissement complet du parafoudre. Dans notre exemple, toutes les mesures après 5 heures ont été éliminées. La deuxième raison provient de la disparité du taux d'échantillonnage. Après une analyse de la distribution des mesures dans le temps, on se rend compte que la moitié des points sont dans la fourchette des 1 000 premières secondes sur une durée totale de 18 000 secondes. Ceci affecte énormément la somme des résidus r_i que l'on cherche à minimiser (équation 5.6). Pour ne pas favoriser une portion de la courbe au détriment de l'ensemble, il faut répartir le poids des résidus tout au long de la période de refroidissement.

La méthode classique "neutre" dans les techniques d'optimisation de fonction est d'associer à chaque résidu un poids qui est multiplié avec le carré du résidu. Comme dans notre exemple, la moitié des mesures sont dans le premier 1/18 ième du temps, il suffit d'appliquer un poids de 1/17 pour tous les résultats inférieurs à 1 000 secondes. Quoique cette méthode semblait très impartiale, même un algorithme de minimisation à toute épreuve (ZXMWD) ne pouvait pas converger vers une solution. Devant l'impossibilité pratique d'appliquer cette méthode, la seule alternative disponible est celle d'éliminer des points dans les premières 1 000 secondes. La façon la plus simple et sûre d'éliminer des points est de tracer les données sur un graphique et de se fier à son jugement. Le graphique de la figure 5.4 montre la

sélection de 9 points parmi les 58 premiers qui se trouvaient entre le maximum et 1 000 secondes. En autant que possible, il faut choisir les points qui font la moyenne du groupe.

C'est sur cet ensemble de données réduites qu'est trouvé la meilleure équation $k_1 e^{r_1 t} + k_2 e^{r_2 t}$. En fait, dans ce cas particulier, si on laisse la valeur de la température ambiante inconnue, la courbe calculée est, selon la minimisation, meilleure de 0,1% que si l'on la fixe à 23°C tel que mesuré indépendamment. Mais la courbe calculée de l'enveloppe a un comportement beaucoup plus réaliste si on minimise en fixant T_{ambiant} à 23°C. Le résultat de la minimisation est tracé à la figure 5.5. On voit tout de suite que la représentation thermique est très adéquate pour les pastilles, et qu'elle semble moins bonne pour la température de l'enveloppe de porcelaine. En fait, le modèle équivaut à représenter la température moyenne de l'enveloppe en un point situé à l'intérieur de celle-ci et non à la surface comme il a été mesuré. Il est donc normal que la température simulée soit toujours plus faible que celle mesurée sur la surface interne (chaude) de l'enveloppe.

5.2.3 Séquence d'essai quelconque

Parfois, on ne dispose pas toujours des installations d'essai pour réaliser une décharge impulsionnelle assez puissante pour faire chauffer les éléments d'un parafoudre rapidement (en moins d'une seconde typiquement). On est donc alors obligé de recourir à une source de tension sinusoïdale qui chauffe le parafoudre par un courant de fuite élevé. Avec une source assez puissante, on pourrait chauffer rapidement le parafoudre, mais plus la durée du chauffage est courte, plus il est difficile de contrôler l'apport d'énergie, et on risque alors de détruire le parafoudre par excès d'énergie. Par contre, même si la tension est constante, la puissance dans

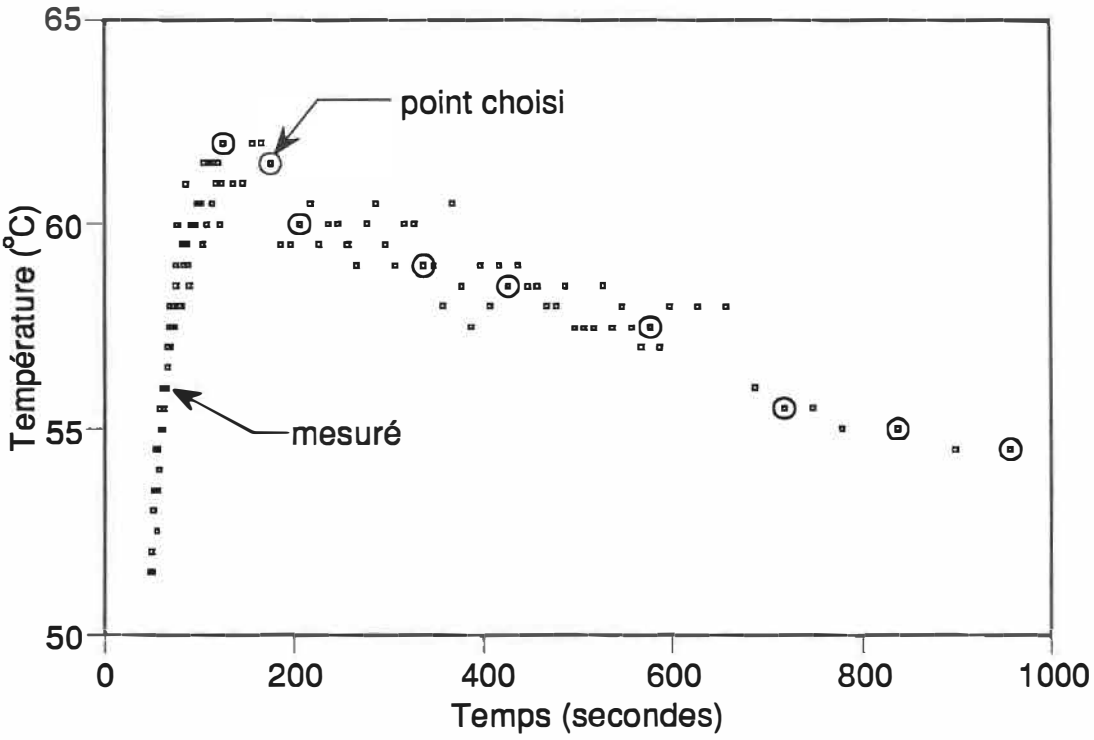


Figure 5.4 : Choix de 9 points expérimentaux pour trouver la meilleure équation $k_1 e^{r_1 t} + k_2 e^{r_2 t} + T_{\text{ambiant}}$ qui passe par les points de mesures. Les points encerclés sont ceux qui sont conservés pour trouver les paramètres de la double exponentielle. Tous les points entre 1 000 et 18 000 s (5 heures) sont conservés.

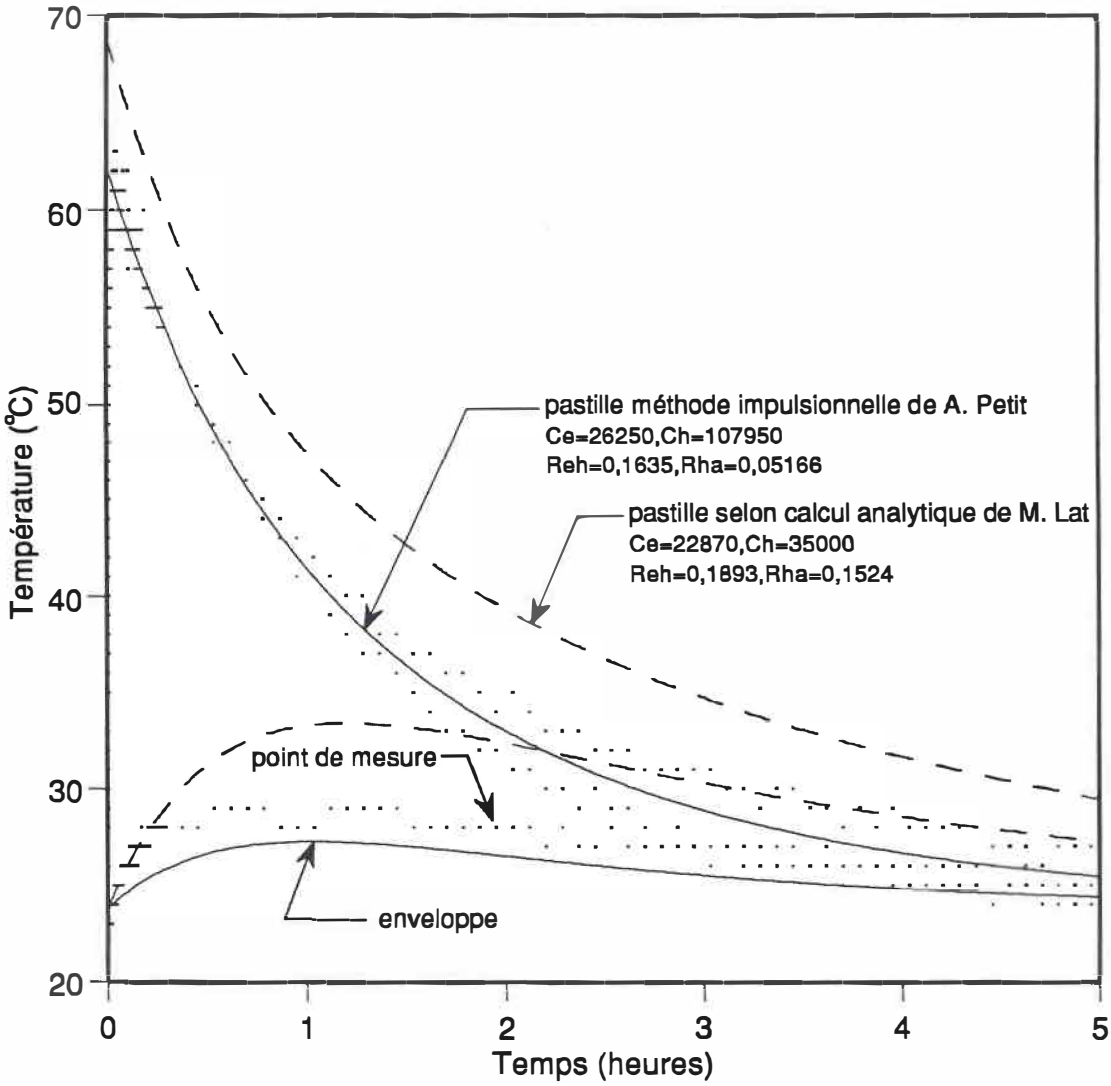


Figure 5.5 : Décharge impulsionnelle dans une section complète à 120 kV de parafoudre (parafoudre "A"). La trace continue est la meilleure équation $k_1 e^{r_1 t} + k_2 e^{r_2 t}$ qui minimise l'erreur par rapport à la moyenne des mesures sur les deux colonnes de l'appareil. La trace en pointillée correspond au calcul analytique selon la méthode de M. Lat.

les éléments d'oxyde de métal ne le sera pas à cause que les pertes dans une pastille d'oxyde de métal augmentent avec la température. De plus, maintenir une tension constante est très difficile dans une station d'essai de puissance. Il serait encore plus complexe d'essayer d'asservir la tension pour maintenir une puissance constante.

Heureusement, le traitement numérique peut résoudre ce problème. Il ne faudra pas perdre de vue toutefois que le contenu fréquentiel de l'excitation affectera beaucoup la précision des paramètres recherchés. L'impulsion, qui possède un contenu fréquentiel théoriquement infini, fait varier la température des éléments beaucoup plus rapidement que la rampe par exemple. Plus on chauffe lentement, moins les résultats seront fiables.

Une fois de plus, on utilise encore une méthode itérative basée sur la méthode de Newton. On a un système du deuxième ordre dans lequel l'entrée est connue et tout à fait quelconque; les paramètres du circuit sont inconnus, et on cherche à minimiser l'erreur quadratique ou l'erreur absolue (au choix) entre le calcul du circuit et la mesure expérimentale (figure 5.6).

Les librairies comme IMSL et NAG possèdent des sous-programmes d'optimisation qui peuvent solutionner des problèmes semblables. Il faut donc trouver les quatre paramètres du circuit électrique (on suppose toujours que la température ambiante est connue et constante) qui simuleront le mieux la température mesurée de l'élément connaissant la puissance à l'entrée.

En reprenant la notation du modèle thermique telle que représentée à la figure 5.2, et en éliminant la source de tension de la température ambiante (puisque le circuit est linéaire, il ne suffit que d'additionner la valeur de T_a à toute solution

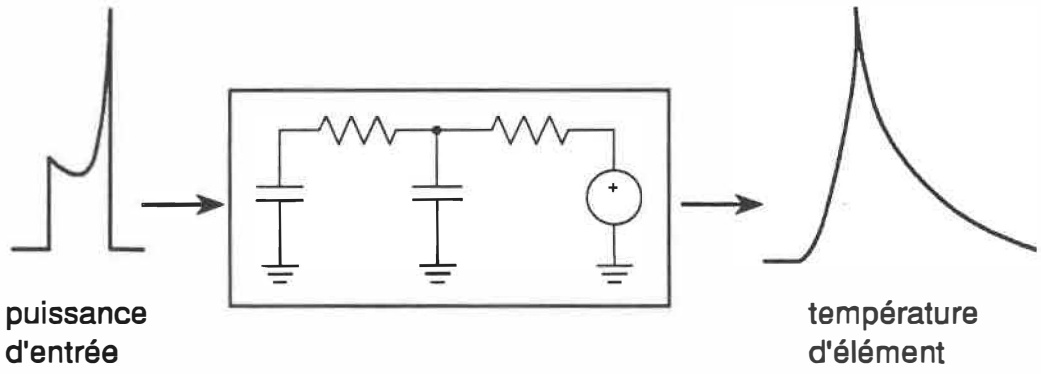


Figure 5.6 : Réponse d'un système du deuxième ordre à une entrée quelconque. Pour la recherche des paramètres du circuit, la puissance à l'entrée du circuit est connue ainsi que la température à la sortie. En solutionnant le circuit par la méthode de Runge-Kutta bouclé avec la méthode de Newton, il est possible de déterminer les paramètres optimaux du modèle.

lorsque $T_a \neq 0$), on obtient les équations suivantes :

$$\frac{dT_e}{dt} = \frac{1}{C_e}\left[\frac{-T_e}{R_{eh}} + \frac{T_h}{R_{eh}} + P(t)\right] \tag{5.17}$$

$$\frac{dT_h}{dt} = \frac{1}{C_h}\left[\frac{T_e}{R_{eh}} - T_h\left(\frac{1}{R_{eh}} + \frac{1}{R_{ha}}\right)\right] \tag{5.18}$$

On peut résoudre ce système d'équations différentielles par la méthode de Runge-Kutta d'ordre quatre. La méthode de Runge-Kutta est itérative et calcule la solution en divisant l'échelle du temps en intervalles réguliers. En connaissant $P(t)$, on peut ainsi trouver $T_e(t)$ pour un ensemble de paramètres C_e, C_h, R_{eh} et R_{ha} donnés. Il s'agit par la suite d'appliquer un sous-programme utilisant la méthode de Newton pour trouver un ensemble de paramètres qui minimise au sens des moindres carrés l'erreur entre la température calculée et la température réelle mesurée en laboratoire.

Deux sous-programmes provenant des librairies NAG et IMSL ont été essayés. Le sous-programme E04FDF de la librairie NAG a été incapable de converger avec un cas réel où l'estimé initial des paramètres était grossier. Par contre, le sous-programme ZXMWD de la librairie IMSL est beaucoup plus robuste et a convergé pour tous les cas soumis. Dans la nouvelle version 10.0 de la librairie IMSL, ZXMWD a été remplacé par GGUES et BCPOL. ZXMWD minimise une fonction écrite par l'usager. C'est à l'utilisateur d'inclure dans sa fonction la somme des écarts au carré entre la simulation et la mesure. Voici à la figure 5.7 un graphique qui montre en superposition l'évolution de la température des éléments dans le temps entre le modèle thermique et la mesure en laboratoire.

Avec la flexibilité que permet ZXMWD, il était intéressant de minimiser non pas l'erreur au moindre carré, mais plutôt l'écart absolu. Avec les méthodes numériques d'optimisation, il est préférable que la fonction à minimiser soit continue et de dérivées continues. Si on essai de minimiser l'écart absolu |écart|, la dérivée de

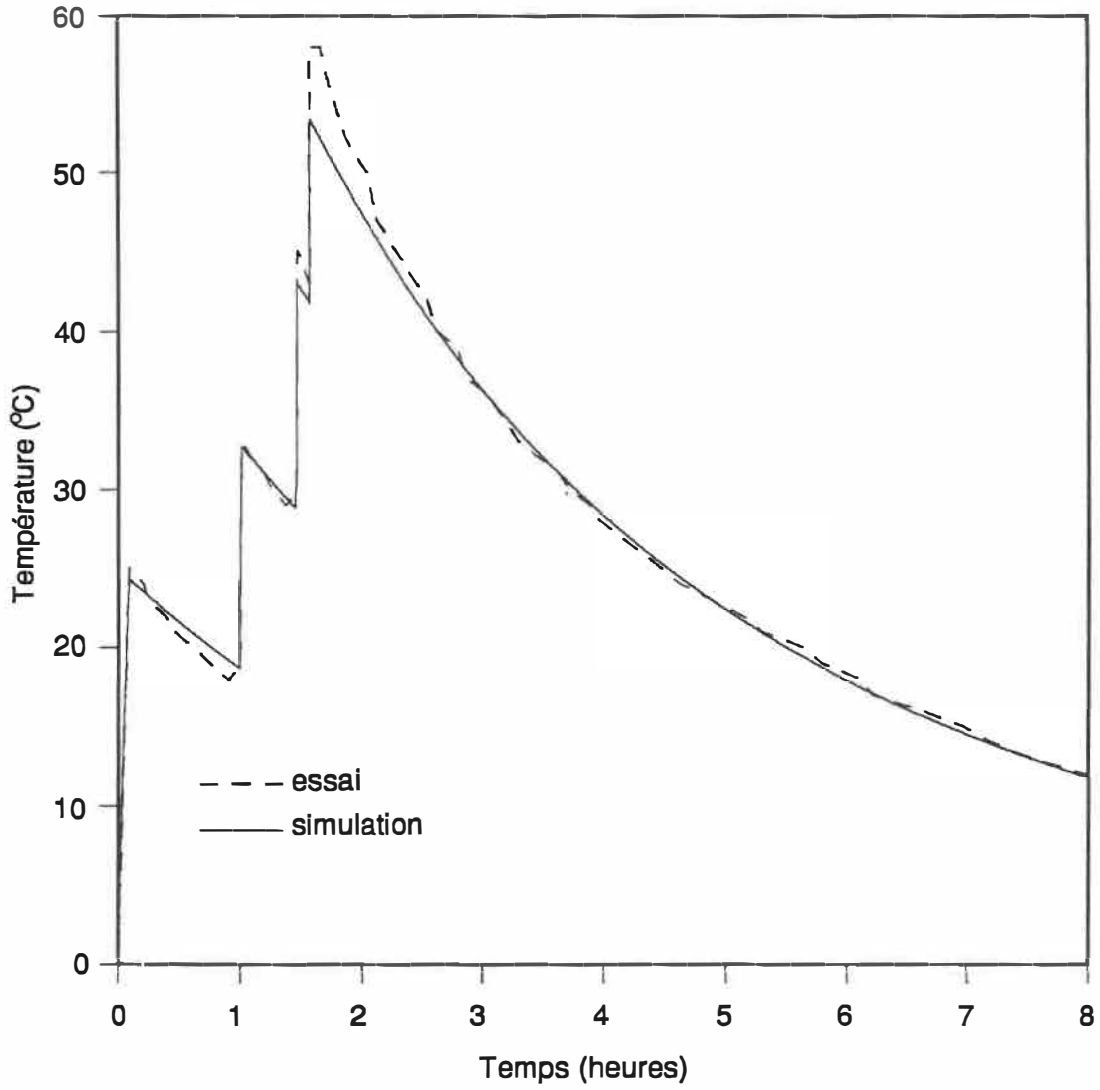


Figure 5.7 : Comparaison entre un essai et la simulation thermique pour une minimisation des paramètres par la méthode des moindres carrés. L'unité 115 kV du parafoudre "**B**" a été soumis à diverses tensions de 60 Hz, puis a été laissé hors tension le reste du temps. La température indiquée est l'écart par rapport à l'ambiant.

cette fonction n'est pas continue. Par contre, on peut utiliser la relation suivante :

$$|\text{écart}| = \lim_{n\to\infty} \sqrt[n]{\text{écart}^n} \tag{5.19}$$

Avec une valeur de $n = 8$, ZXMWD trouve des paramètres qui produisent la figure 5.8. L'écart maximum entre la simulation et l'essai a à peine diminué de 1°C en passant de la méthode de minimisation des moindres carrés à celle de l'écart absolu, et ce, au prix d'une moins bonne superposition dans la zone de refroidissement du parafoudre. Donc, la méthode de minimisation par les moindres carrés est la plus avantageuse.

En théorie, cette méthode utilisant ZXMWD pourrait même être utilisée pour trouver les paramètres des essais dont l'apport de chaleur est impulsionnel. Cependant, la méthode décrite à la section 5.2.2 est beaucoup plus efficace en temps de calcul car la forme analytique de la fonction est connue ($k_1 e^{r_1 t} + k_2 e^{r_2 t}$) alors qu'ici on la calcule numériquement.

Lorsqu'on intègre la réponse du circuit avec la méthode de Runge-Kutta, le nombre de pas d'itération choisi fut de 10 000. Ceci résulte en un temps de recherche des paramètres avec ZXMWD d'environ 2 heures sur une machine à 10 MIPS. Un très grand nombre d'itérations (100 000) provoque une différence de 0,4% pour C_e, 16% pour C_h, 2,4% pour R_{eh} et 0,3% pour R_{ha}. Comme nous le verrons plus loin, certains paramètres ont beaucoup moins de poids que d'autres dans un calcul pratique d'emballement thermique. Il est utile d'augmenter le nombre d'itérations seulement si la puissance d'entrée est composée de courtes impulsions. Pour des cas plus complexes, des méthodes d'intégration à pas variables pourraient être substitutées; mais au laboratoire d'essais de puissance, il est fortement recommandé de s'en tenir à la séquence la plus simple possible.

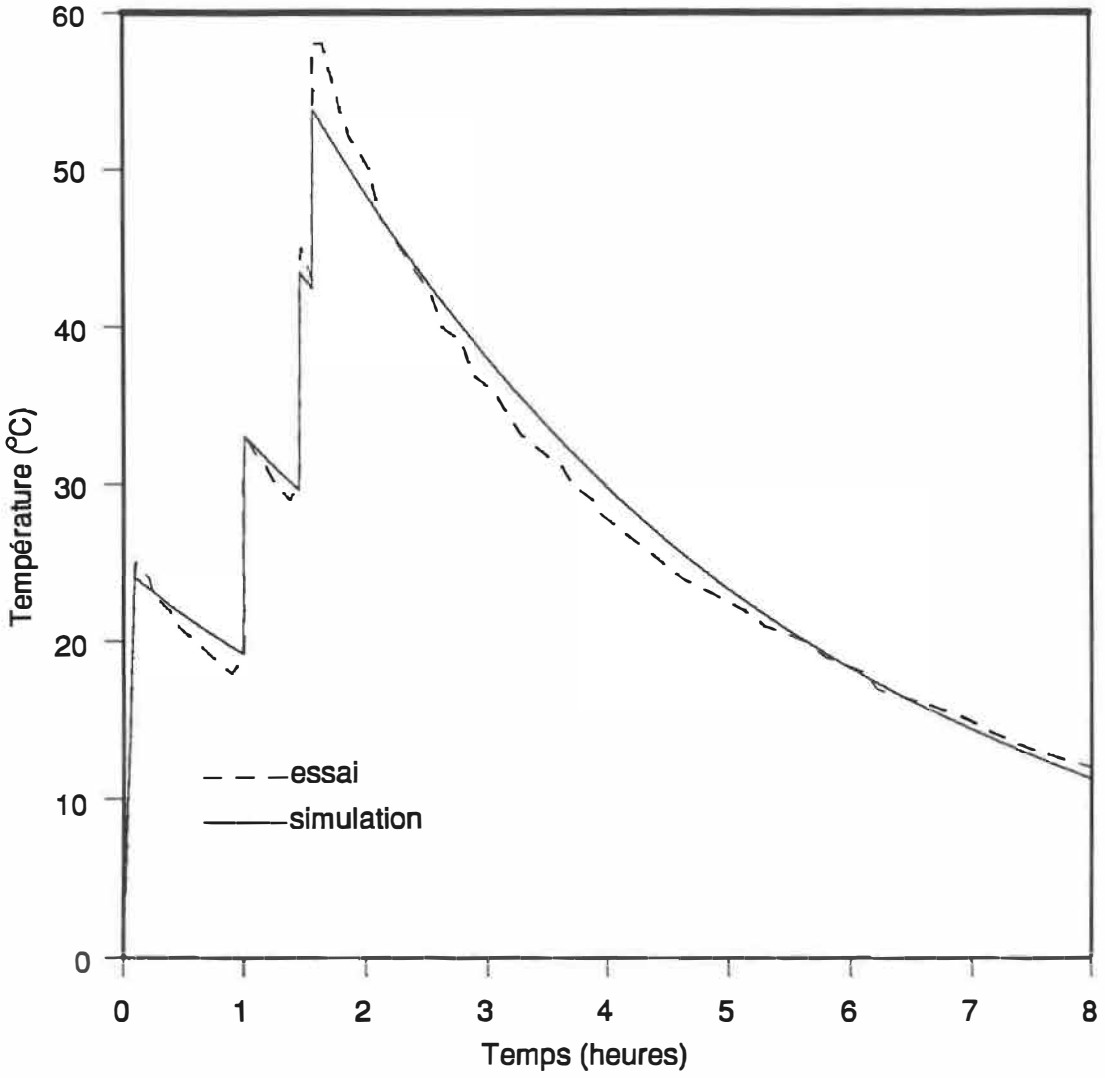


Figure 5.8 : Comparaison entre un essai et la simulation thermique pour une minimisation des paramètres par l'écart absolu. En fait, l'écart est remplacé par fonction décrite par l'équation 5.19 où $n = 8$. L'unité 115 kV du parafoudre "**B**" a été soumis à diverses tensions de 60 Hz, puis a été laissé hors tension le reste du temps. La température indiquée est l'écart par rapport à l'ambiant.

5.3 Étude de sensibilité

Maintenant que nous avons vu comment trouver les paramètres du modèle électrothermique, nous analyserons l'influence de la précision de ces paramètres sur le résultat d'une simulation. Cette section est divisée en trois partie : la première recherche un essai qui pourra servir de base pour mesurer la sensibilité des paramètres; la seconde quantifie l'effet de la sensibilité des paramètres sur le résultat de la simulation type; et la dernière section estime par la méthode de Monte-Carlo la précision globale du modèle électrothermique compte tenu de la précision des mesures obtenues au laboratoire.

5.3.1 Recherche d'un essai type – relevé des normes

La première idée qui vient à l'esprit lorsqu'on recherche un essai type consiste à consulter les normes existantes. Au moment d'écrire ces lignes, deux normes sur les parafoudres à l'oxyde de métal étaient finalisées et une autre est sur le point de paraître : Il s'agit de la norme américaine ANSI/IEEE C62.11-1987 [32] et de la norme canadienne CSA-C233.1-87 [33]. Celle de la Commission Électrotechnique Internationale est sur le point d'être publiée [34].

Ces normes contiennent divers tests qui ont pour but de vérifier le bon fonctionnement et la durabilité d'un parafoudre. Du point de vue thermique, certains de ces tests n'ont aucun effet significatif (comme un test de tenue diélectrique par exemple). Par contre, les essais de décharge de ligne provoquent un échauffement important du parafoudre. Afin de sélectionner le test le plus sévère parmi les trois normes citées précédemment, le modèle électrothermique est utilisé pour calculer la température des pastilles d'oxyde de métal. Le test qui provoquera l'élévation de

température finale la plus grande sera le plus sévère.

Chaque test de chacune des normes a été analysé et les tests ont été simulés. La séquence du test a été traduite en température des pastilles et de l'enveloppe. Pour fins de comparaisons, le même modèle de parafoudre fut utilisé dans tous les cas. Les tests qui provoquent un échauffement significatif ont à peu près toujours le même patron : une ou plusieurs décharges de courte durée suivies d'une tension sinusoïdale durant plusieurs minutes. Les décharges sont de deux types : impulsion de courte durée (comme $8 \times 20\mu$s) ou décharge de ligne (rectangulaire de quelques millisecondes).

Les phénomènes de courte durée et d'intensité de courant élevé (comme les impulsions et les décharges de ligne) ont été simulés avec EMTP. L'énergie accumulée par le parafoudre a été convertie en température des pastilles en la divisant par la capacité thermique des pastilles C_e. Partant de ce nouvel état initial, le modèle électrothermique fut utilisé pour calculer la température du parafoudre lors de l'application de la tension alternative. Les paramètres de la section 120 kV du parafoudre "**A**" ont été utilisés. La caractéristique électrique du parafoudre utilisée pour les décharges de foudre et de ligne provient directement de l'équation 4.3 tandis que la caractéristique à 60 Hz sert pour les surtensions alternatives.

Pour simuler le plus près possible la réalité des essais, les valeurs nominales des paramètres d'essais ont été employés, et les délais les plus permissifs ou favorables ont été utilisés. Les résultats de cette étude sont présentés sous forme de tableaux résumant les étapes significatives (du point de vue thermique) d'une séquence d'essai (tableaux 5.1, 5.2, 5.3, 5.4, 5.5, 5.6, 5.7 et 5.8).

On constate immédiatement que le test le plus sévère est celui de la décharge de ligne de la Commission Électrotechnique Internationale. La quantité d'énergie

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	20	20
4 × 10μs 65 kA	26	20
5 min. repos	25	20
MCOV 30 min.	25	21

Tableau 5.1 : Séquence thermique de la norme IEEE 8.6.1.1 de fort courant et de courte durée (High-Current, Short Duration Test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	60	60
10 min. repos	60	56
décharge de ligne	71	56
1 min. repos	71	56
décharge de ligne	82	56
5 min. repos	80	54
MCOV 30 min.	75	47

Tableau 5.2 : Séquence thermique de la norme IEEE 8.6.2.1.3 de la décharge de ligne (Transmission-Line Discharge Test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	60	60
15 min. repos	59	54
$8 \times 20\mu$s 20 kA sous tension à MCOV	63	54
1 min. repos	62	54
$8 \times 20\mu$s 20 kA sous tension à MCOV	66	54
5 min. repos	65	52
MCOV 30 min.	63	45

Tableau 5.3 : Séquence thermique de la norme IEEE 8.7.1.3 de l'essai de fonctionnement (Duty-Cycle Test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	20	20
4 × 10μs 100 kA	29	20
10 s à V nominal	29	20
MCOV 30 min.	28	21

Tableau 5.4 : Séquence thermique de la norme CSA 7.4.4.1 de fort courant (High Current Test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	60	60
5 min. repos	60	58
8 × 20μs 20 kA	63	58
1 min. repos	63	58
8 × 20μs 20 kA	66	58
10 s à V nominal	66	57
MCOV 30 min.	66	48

Tableau 5.5 : Séquence thermique de la norme CSA 7.4.5.1 de l'essai de fonctionnement (Duty-Cycle test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	60	60
5 min. repos	60	58
décharge de ligne	70	58
1 min. repos	70	58
décharge de ligne	80	58
10 s à V nominal	80	57
MCOV 30 min.	76	49

Tableau 5.6 : Séquence thermique de la norme CSA 7.5.2.3 de la décharge de ligne (Transmission Line Discharge Test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	60	60
4 × 10μs 100 kA	69	60
10 s à V nominal	69	60
MCOV 30 min.	67	50

Tableau 5.7 : Séquence thermique de la norme CÉI 61.4.2 de fort courant (High Current impulse operating duty test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

Séquence	T_e (°C)	T_h (°C)
état initial	60	60
décharge de ligne	96	60
1 min. repos	96	60
décharge de ligne	132	60
10 s à V nominal	132	60
MCOV 30 min.	119	55

Tableau 5.8 : Séquence thermique de la norme CÉI 61.5.2 de la décharge de ligne (Switching surge operating duty test). La température T_e est celle des pastilles, et T_h est celle de l'enveloppe de porcelaine. La température indiquée est celle à la fin de la séquence.

dissipée dans le parafoudre par la décharge de ligne est à peu près le double de celle des deux autres normes.

Aussi intéressantes que semblent ces normes, aucune ne convient à servir de test typique pour vérifier la sensibilité des paramètres du modèle électrothermique puisque les accroissements importants de température sont adiabatiques. Il faut en effet faire intervenir toutes les constantes de temps thermique du modèle. La capacité thermique des pastilles entre en jeux lors des phénomènes de courte durée alors que les autres éléments de la représentation thermique simulent le refroidissement de longue durée. Puisque les constantes de temps thermiques des parafoudres de transport sont d'environ 2 heures, il faut que le test dure au minimum cette durée. Le temps de 30 minutes demandé par les normes a plus pour but de vérifier qu'il n'y a pas emballement thermique et que la température du parafoudre diminue.

Notre but étant de trouver une séquence d'essai qui sollicite le modèle électrothermique, quelques simulations ont permis de s'arrêter à la séquence illustrée à la figure 5.9. La séquence est établie pour une température ambiante de 20°C. En utilisant les paramètres du parafoudre "**A**" avec cette séquence, les pastilles du parafoudre passent d'une température initiale de 28°C à MCOV, montent à 88°C suite à une impulsion d'énergie équivalente à 60°C, refroidissent à 71°C durant 30 minutes à MCOV, et remontent à 106,3°C après deux heures à tension nominale. Il ne s'agit pas d'un test standard, et peu de manufacturiers seraient d'accord à le tenter, mais elle fait très bien l'affaire d'une étude de sensibilité.

5.3.2 Sensibilité des paramètres

En utilisant la séquence type que nous avons vu à la figure 5.9, une étude de sensibilité des paramètres thermiques a été entreprise. La première analyse consiste

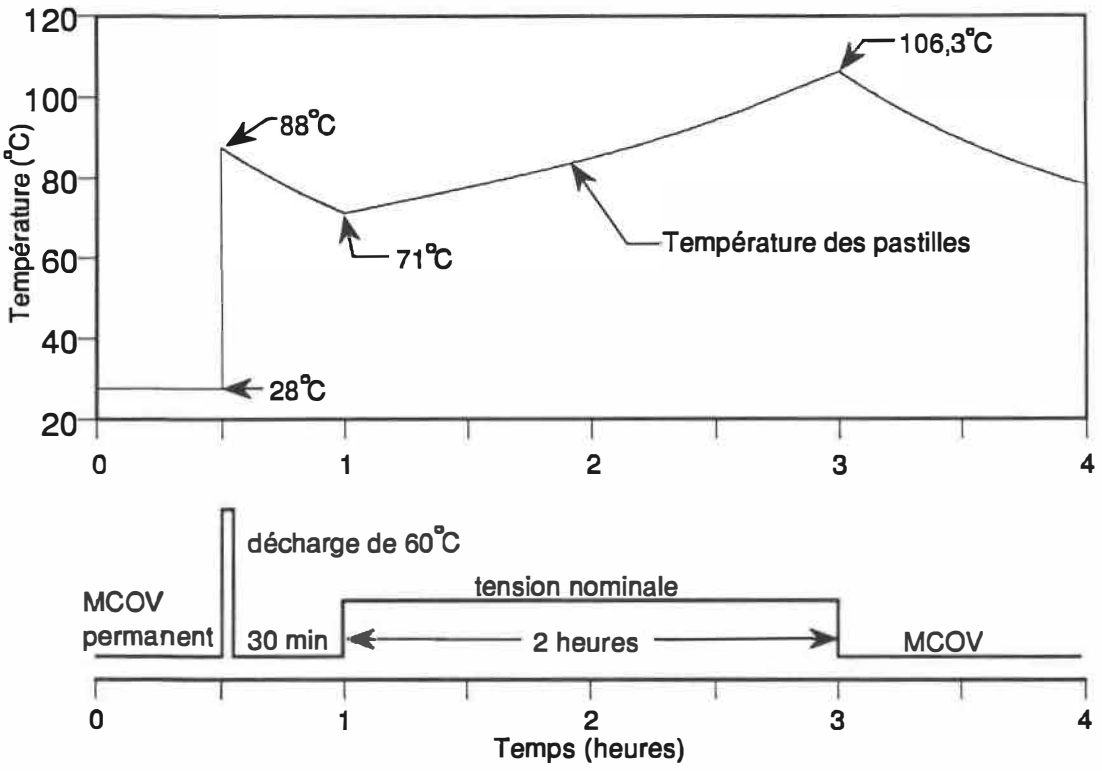


Figure 5.9 : Séquence d'essai adoptée pour l'étude de sensibilité du modèle électrothermique. La tension maximale d'opération en service continu (MCOV) est toujours appliquée, sauf durant la période de 2 heures où elle devient la tension nominale. La température ambiante est de 20°C.

à varier de $\pm 10\%$ la valeur nominale des 4 paramètres C_e, R_{eh}, C_h et R_{ha} et de voir l'effet de cette variation sur la température finale des pastilles à la fin de la séquence.

Le résultat de cette analyse est présenté au graphique de la figure 5.10. Comme il fallait s'y attendre, le paramètre C_h a beaucoup moins d'importance que C_e. Le paramètre R_{eh} est plus sensible que R_{ha} puisque c'est la somme des deux qui est importante et que dans ce cas particulier la valeur de R_{eh} est 3 fois plus élevée que celle de R_{ha}. En fait une variation de $\pm 10\%$ de ces paramètres entraîne une variation d'un peu moins de $\pm 13\%$ de la température finale.

Le même genre d'analyse fut fait pour la caractéristique électrique du parafoudre. La mesure de la tension prend une importance capitale sachant qu'une variation de $\pm 0{,}5\%$ dans la mesure entraîne une variation correspondante de -14% et $+21\%$ sur la température des pastilles à la fin de la séquence (figure 5.11). La mesure du courant est moins critique car $\pm 10\%$ dans le courant entraîne $+24\%$ et -16% dans la température (figure 5.12).

5.3.3 Analyse par la méthode de Monte-Carlo

L'analyse de sensibilité par la méthode de Monte-Carlo permet d'évaluer la sensibilité globale d'un modèle complexe. Elle combine une étude statistique à un modèle dont l'analyse mathématique de la réponse n'est pas directement disponible. Ici, nous avons un modèle électrothermique dont il faut évaluer la précision. Le modèle est composé d'une partie qui calcule la génération de la chaleur et d'une autre qui calcule les pertes à l'ambiant. Les paramètres de ce modèle proviennent de mesures en laboratoire.

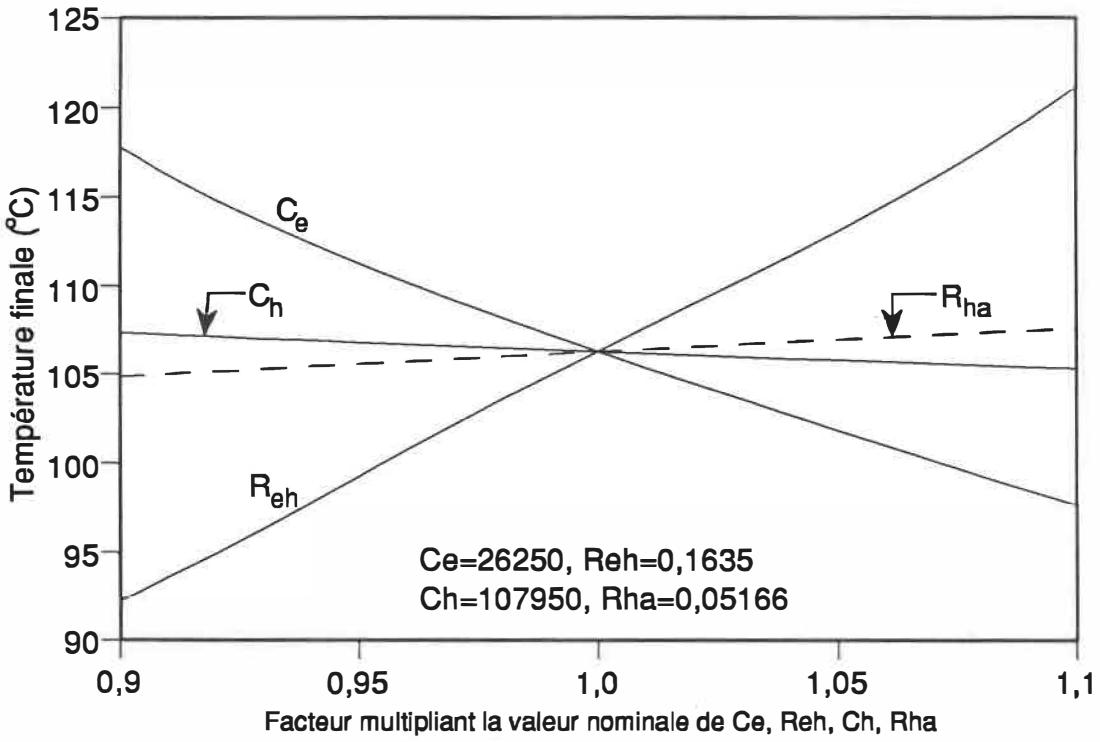


Figure 5.10 : Sensibilité individuelle des paramètres thermiques. La température finale à la fin de la séquence type est calculée pour des variations de $\pm 10\%$ de chaque paramètre thermique.

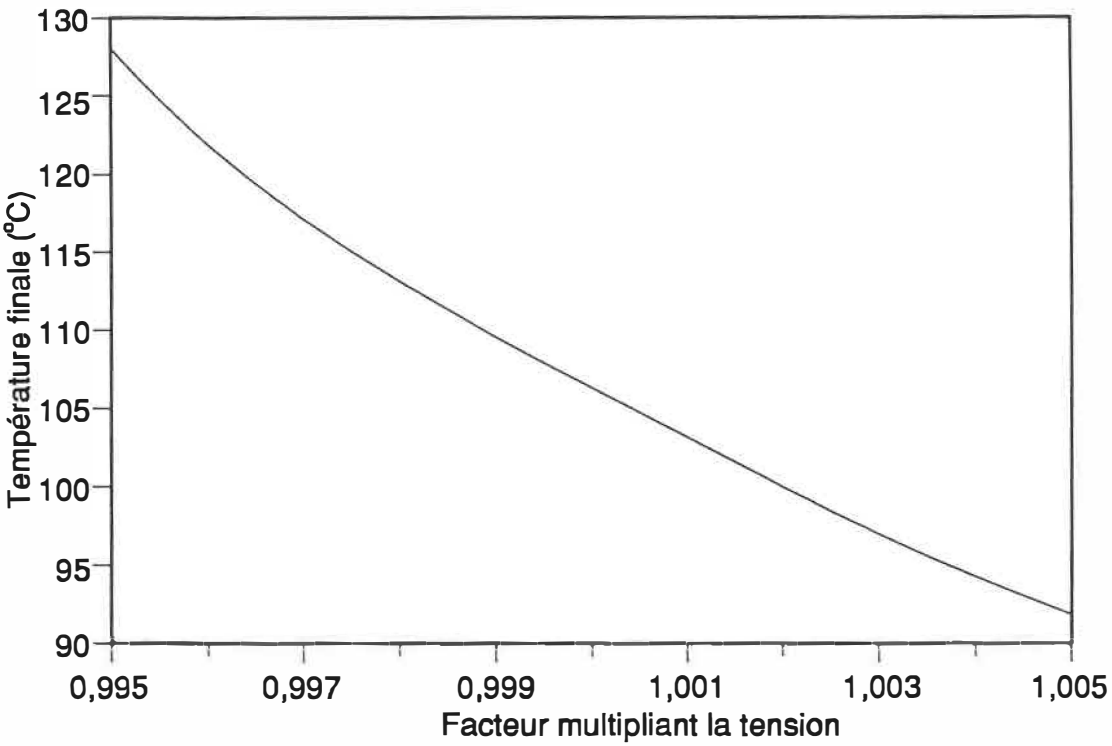


Figure 5.11 : Sensibilité de la mesure de la tension. La température finale à la fin de la séquence est calculée pour des variations de $\pm 0{,}5\%$ dans les valeurs de la tension de la caractéristique électrique du parafoudre.

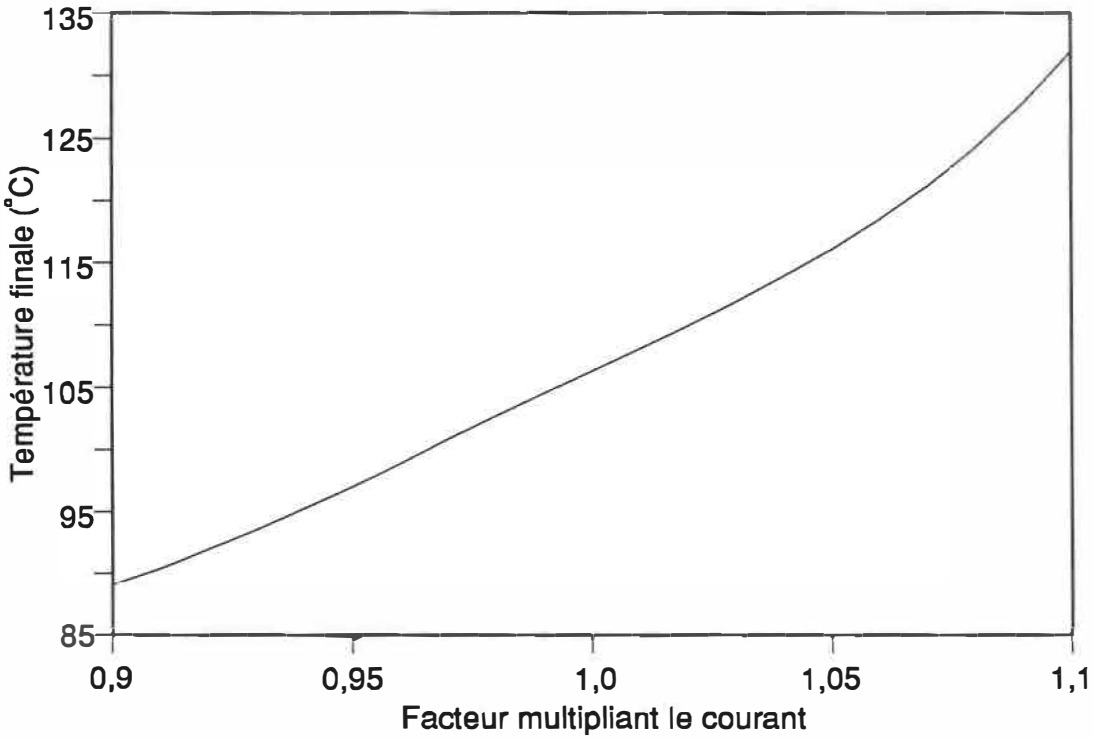


Figure 5.12 : Sensibilité de la mesure du courant. La température finale à la fin de la séquence est calculée pour des variations de $\pm 10\%$ dans les valeurs du courant de la caractéristique électrique du parafoudre.

Deux raisons expliquent pourquoi le modèle ne reproduit pas parfaitement la réalité. Premièrement, le modèle est une approximation du parafoudre. Pour être plus précis, il faudrait tenir compte de phénomènes comme la réponse en fréquence de la caractéristique électrique des pastilles, et du vent et du soleil pour la dissipation thermique. Deuxièmement, les mesures effectuées en laboratoire ont été faites avec des instruments dont la précision est limitée. Cette précision influence aussi le modèle. Seules des comparaisons entre des simulations et des essais permettront de conclure à la validité en soi du modèle (voir la section 6.2).

La méthode de Monte-Carlo intervient pour calculer la précision globale du résultat d'une simulation lorsque la précision des instruments de mesure est connue. On assigne souvent à un instrument une précision évaluée par un écart comme, par exemple, $\pm 1\%$. L'instrument est donc calibré avec une source de plus grande précision, et l'écart maximal de la lecture est ainsi dérivé en tenant compte de la linéarité de l'appareil, sa sensibilité à la température, etc. Avec la méthode de Monte-Carlo, on va un peu plus loin. On suppose que la calibration de l'instrument suit une distribution de type normale (Gaussienne, figure 5.13). En fait, la valeur obtenue n'est jamais la valeur réelle. Pour être formel, il est n'est pas possible d'obtenir une mesure exacte d'un phénomène naturel. La précision est ultimement limitée par le nombre de chiffres significatifs de l'appareil. La plupart du temps un instrument de mesure affiche plus de chiffres significatifs que sa précision inhérente.

Il existe deux types d'erreurs provenant d'un instrument : la première est l'erreur aléatoire et la seconde est l'erreur systématique [35]. L'erreur aléatoire peut provenir du bruit, ou dans le cas où quelqu'un mesure avec un chronomètre par exemple, de ses réflexes. La moyenne d'un grand nombre de mesures devient, à la limite, identique à la valeur réelle. L'erreur systématique provient principalement d'une mauvaise calibration d'un appareil, par exemple d'un diviseur de tension. D'autres

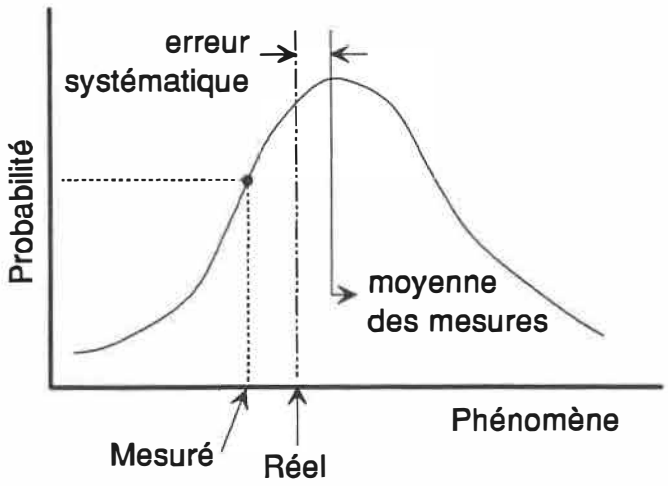


Figure 5.13 : Représentation de la précision d'un instrument. Si l'on pouvait mesurer la probabilité qu'un instrument indique une valeur réelle, on obtiendrait une fonction statistique semblable à celle illustrée ici.

causes d'erreurs systématiques viennent d'une réponse non-linéaire d'un capteur, ou de sa sensibilité à la température. Un grand nombre de mesures ne permettent pas d'éliminer ce type d'erreur. L'expérimentateur doit s'assurer qu'il a pris toutes les dispositions nécessaires pour éviter d'accumuler ce type d'erreur.

On peut imaginer la représentation de la distribution normale illustrée à la figure 5.13 en imaginant de prendre un très grand nombre de fois la mesure d'un phénomène réel physique. Au fur et à mesure que l'on trace l'histogramme de la fréquence des valeurs obtenues, on se rapprochera de plus en plus d'une distribution binomiale. Il peut être démontré que pour un nombre d'échantillons infinis, la fonction discrète binomiale devient la fonction de distribution normale (gaussienne) [35].

La probabilité qu'un instrument donne une lecture très éloignée de la réalité diminue si sa précision augmente. Pour un ensemble d'appareil de même précision, la

majorité de ces derniers donneront des lectures près de la réalité, alors que quelques-uns en seront plus éloignés. La simulation de Monte-Carlo exploite cette idée en remplaçant les lectures données par un ensemble d'instruments par une distribution statistique [36]. Le type de distribution d'erreur d'un instrument n'est généralement pas connu. Le mieux que nous pouvons faire est d'assumer que cette distribution est du type normale. La précision d'un instrument est généralement donnée par une fourchette telle $\pm 5\%$ par exemple. Cette fourchette correspond à $\pm\sigma$ (l'écart type) de la distribution normale [35]. La probabilité d'être à l'intérieur d'une fourchette de $\pm\sigma$ est de 68,3%; de $\pm 2\sigma$ est 95,5% et de $\pm 3\sigma$ est 99,7%.

En associant à chaques mesures une distribution normale, on retrouve les paramètres du modèle électrothermique et on calcule la température à la fin de la séquence type choisie à la section 5.3.1. En répétant la simulation des milliers de fois, l'histogramme d'occurrence de la valeur finale est tracé. De la distribution en résultant, on pourra calculer le niveau de confiance du modèle. On pourra ainsi dire quelque chose comme dans 95% des cas, la température finale est précise à $\pm 15\%$.

La base d'une simulation de Monte-Carlo est un bon générateur de nombres aléatoires. La méthode choisie provient de l'excellent livre *Numerical Recipes* [37]. L'algorithme de base vient de Knuth [38]. Un générateur de nombre aléatoire programmé est en fait pseudo-aléatoire. La séquence de nombres produits se comporte aléatoirement et chaque nombre a une probabilité égale d'apparaître (distribution uniforme). La séquence finit toujours par se répéter. La séquence de base de l'algorithme utilisé est de 2^{31} (2×10^9), qui combinée à un truc spécial produit une séquence finale pratiquement infinie. Le programme RAN1 de *Numerical Recipes* génère un nombre qui varie uniformément de 0 à 1. La distribution normale est calculée à partir de ce nombre en appliquant la transformation de Box-Muller (programme GASDEV de la référence [37]). La distribution normale résultante possède

une moyenne de 0 et un écart type de 1.

Pour obtenir un nombre faisant partie d'une distribution normale de moyenne μ et d'écart type σ, on applique la formule suivante :

$$X = \mu + \sigma \times (G_{\mu=0,\sigma=1}) \tag{5.20}$$

où :

X est le nombre de distribution μ et σ,

$G_{\mu=0,\sigma=1}$ est un nombre d'une distribution $\mu = 0$ et $\sigma = 0$

La version convertie en langage C par l'auteur des programmes RAN1 et GASDEV, ainsi qu'un exemple d'utilisation est listé à l'annexe A.

Avec un bon générateur de nombre aléatoire, il est maintenant possible d'effectuer la simulation de Monte-Carlo. Puisqu'il s'agit d'effectuer des milliers de simulations, il est essentiel d'automatiser le processus. Un programme nommé CARLO fut créé pour ce besoin. Ce programme génère à partir des mesures de base (nominales) les mesures pseudo-aléatoires; il appelle les programmes de détermination des paramètres et il soumet le tout au modèle électrothermique. La température finale de la séquence type est écrite dans un fichier. Le tout est répété autant de fois que nécessaire pour accumuler suffisamment de données statistiques. La structure du programme est donnée ci-dessous :

1. Lire la courbe de refroidissement nominale du parafoudre;
2. Lire la caractéristique tension-courant-température du parafoudre;
3. Créer une courbe de refroidissement fictive en ajoutant une erreur de distribution normale à la courbe nominale;

4. Trouver les paramètres k_1, k_2, r_1 et r_2 de la double exponentielle décroissante;

5. Calculer les paramètres thermiques C_e, C_h, R_{eh} et R_{ha};

6. Créer une caractéristique électrique fictive en multiplier tous les points de tension de la caractéristique nominale par un facteur d'erreur commun et tous les points de courant par leurs facteurs d'erreur. Le facteur d'erreur suit une distribution de type normale;

7. Faire calculer par le modèle électrothermique la température finale de la séquence type décrite à la section 5.3.1 (figure 5.9);

8. Extraire la valeur de cette température et écrire cette valeur à la suite du fichier de résultats;

9. Recommencer la boucle à partir de l'item 3 autant de fois que nécessaire.

Le code source en C du programme CARLO est listé à l'annexe B. Le programme est conçu pour fonctionner avec un ordinateur SUN sous UNIX. Il appelle le programme de minimisation (`regress`) de la double exponentielle ainsi que le modèle électrothermique (`metpom`).

L'analyse de Monte-Carlo fut réalisée avec les données du parafoudre "**A**". Le graphique de la figure 5.14 montre l'histogramme du nombre de fois que la température finale de la séquence s'est retrouvée à l'intérieur d'une fourchette de température donnée. Ce résultat résume 10 000 simulations qui ont demandé 5 jours de calcul à un ordinateur SUN 3/60. La largeur de la fourchette correspond à l'écart maximal divisé par 500.

Les valeurs de précision suivantes (précision $\equiv$ écart type) ont été utilisées pour cette simulation :

- 0,2°C pour les mesures de température;
- 0,25% pour les mesures de tension et de courant.

Ces chiffres sont plus précis que les mesures réelles prises tout au long de cette étude. Dans la réalité, la température était précise à environ 0,5°C et la tension et le courant à environ 3%. Comme on l'a vu plus haut, la précision de la tension est de loin le paramètre le plus critique à mesurer. La grande précision qui a été utilisée dans la simulation de Monte-Carlo a pour but de montrer la précision à laquelle il est raisonnable de s'attendre si on prend un grand soin dans les mesures. Notons qu'il n'est pas trivial de mesurer les hautes tensions à 0,25% et le summum que la technologie actuelle permet est de 0,01%.

La forme de la courbe statistique de la température finale n'est pas tout à fait de forme gaussienne. Sur 10 000 simulations, les extrêmes vont de 83,7 à 195,6°C. En fait la distribution est déplacée vers les hautes températures. La moyenne des résultats est de 107,2°C, température légèrement supérieure à la valeur de 106,3°C obtenue avec les paramètres nominaux. Pour extraire plus d'information pertinente de ces données, on trace la probabilité cumulative versus la température (figure 5.15) à partir des données de l'histogramme précédent. La température la plus probable correspond à la probabilité cumulative de 50%. Puisque la simulation a accumulée suffisamment de données statistiques, il n'est pas surprenant de constater que la température la plus probable correspond à la valeur de 106,3°C obtenue avec les paramètres nominaux. Le niveau de certitude du modèle correspond à la fourchette de température qui englobe la probabilité. Ainsi on peut dire avec une probabilité de certitude de 95% que la température finale se situe entre 91,7 et 128,0°C avec une moyenne de 107,2°C et que la température la plus probable correspond au sommet de la courbe et est de 106,3°C.

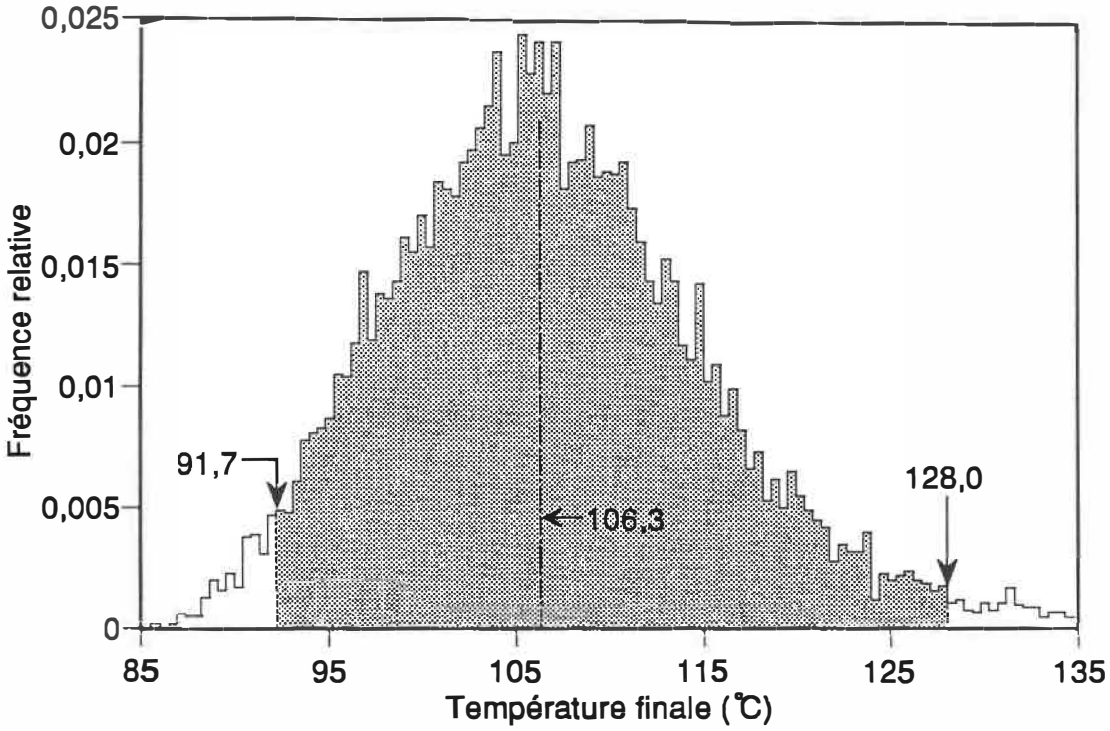


Figure 5.14 : Analyse de sensibilité par la méthode de Monte-Carlo. Cet histogramme représente la température à la fin d'une séquence lorsque chaque mesure ayant servie au modèle répond à une fonction de probabilité d'erreur ayant une distribution normale. L'écart type de cette fonction est proportionnel à la précision de la mesure. L'axe vertical représente le nombre de cas, sur 10 000, ayant donné une fourchette de températures indiquée par la largeur du trait horizontal. La zone en gris englobe 95% des cas.

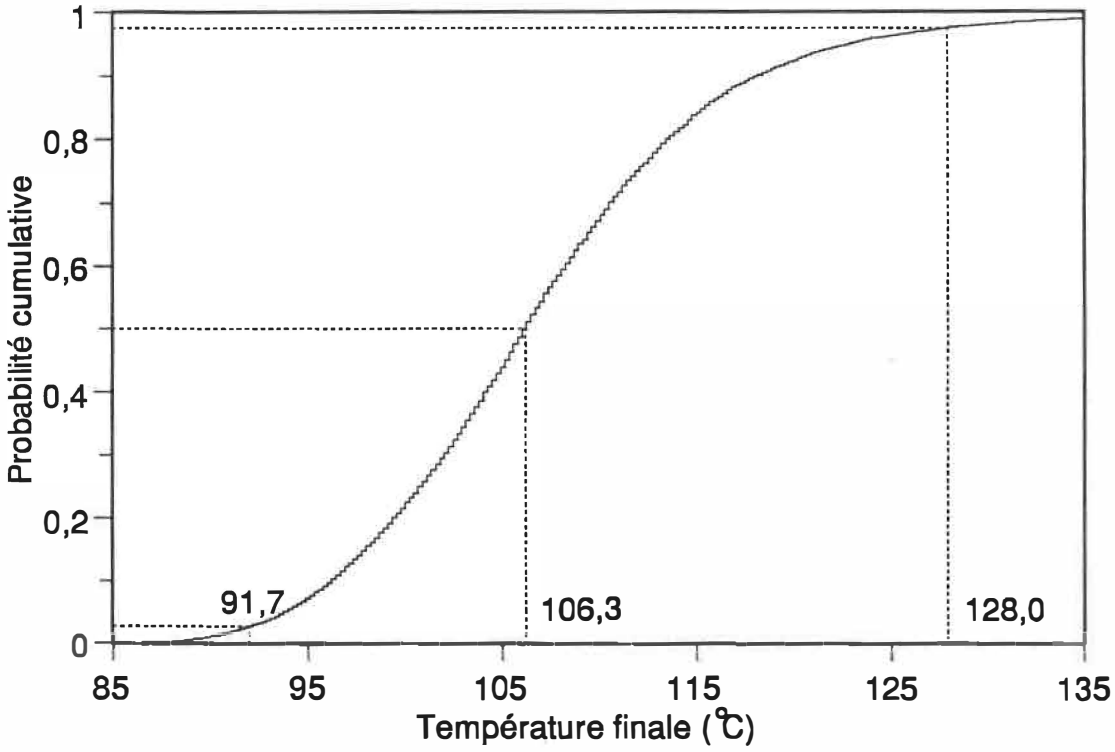


Figure 5.15 : Probabilité cumulative de la simulation de Monte-Carlo représentée à la figure 5.14. Le niveau de certitude à 95% correspond à la fourchette de température entre la probabilité cumulative de 2,5 et 97,5%. La température la plus probable correspond à la probabilité cumulative de 50%.

L'analyse d'erreur par la méthode de Monte-Carlo est très révélatrice de la précision réelle du modèle électrothermique et permet de quantifier la marge d'erreur d'une simulation par rapport à la situation réelle. De toutes les mesures en laboratoire, la tension est celle à laquelle il faut apporter le plus de soins car elle a une importance capitale sur la précision du calcul.

Chapitre 6

Implantation et validation du modèle

6.1 Programme METPOM

L'outil de calcul principal pour le modèle électrothermique est un programme écrit en FORTRAN-77 qui a été baptisé METPOM (Modèle ÉlectroThermique de Parafoudre à l'Oxyde de Métal). Le programme fonctionne sur un ordinateur de marque SUN sous UNIX de même que tout ordinateur muni d'un compilateur FORTRAN-77. Le programme est propriété d'Hydro-Québec et n'est pas du domaine public. La version sur SUN possède un support graphique écrit avec le standard GKS. L'utilisation du programme est du type à menus où l'usager choisit la fonction qu'il désire parmi une liste. Des valeurs par défaut existent pour la majorité des items où le programme demande des nombres à l'utilisateur. Les données d'entrée, telle la description de la caractéristique courant-tension du parafoudre, sont placées dans des fichiers séparés pour minimiser l'intervention de l'usager.

Les fonctions supportées par la plus récente version (V 2.8) du programme sont les suivantes :

- Calcul de la courbe des pertes par effet joule versus la température des éléments d'oxyde de métal pour une tension donnée;
- Calcul de la tension limite à laquelle le parafoudre est thermiquement stable. Cette valeur est la tension maximale d'opération en service continu (abréviation anglaise = MCOV). Elle n'équivaut pas nécessairement à la valeur

spécifiée par le manufacturier;

- Calcul du temps requis pour que les éléments d'oxyde de métal atteignent une température prédéterminée pour une tension donnée;
- Calcul de la courbe des surtensions versus le temps maximum permis;
- Calcul de la température des éléments d'oxyde de métal après un temps prédéterminé pour une tension donnée;
- Calcul de l'échauffement causé par une impulsion de foudre;
- Sauvegarde de l'évolution de la température du parafoudre.

La forme d'onde de tension permise peut être de trois types : sinusoïdale, continue ou périodique quelconque.

Un exemple du type d'interaction entre l'usager et le programme est montré à la figure 6.1.

6.2 Validation du modèle

Le meilleur moyen de valider le modèle est de comparer les résultats qu'il produit avec ceux d'essais en laboratoire. Deux modèles de parafoudre ont servi à cette fin : le parafoudre **"A"** est une section complète de tension nominale de 120 kV, le parafoudre **"B"** est aussi une section complète de 115 kV. Les deux modèles ont deux colonnes de pastilles en parallèle dans une enveloppe de porcelaine. Les pastilles du modèle **"B"** sont en contact physique avec l'enveloppe de porcelaine par un matériau isolant caloporteur.

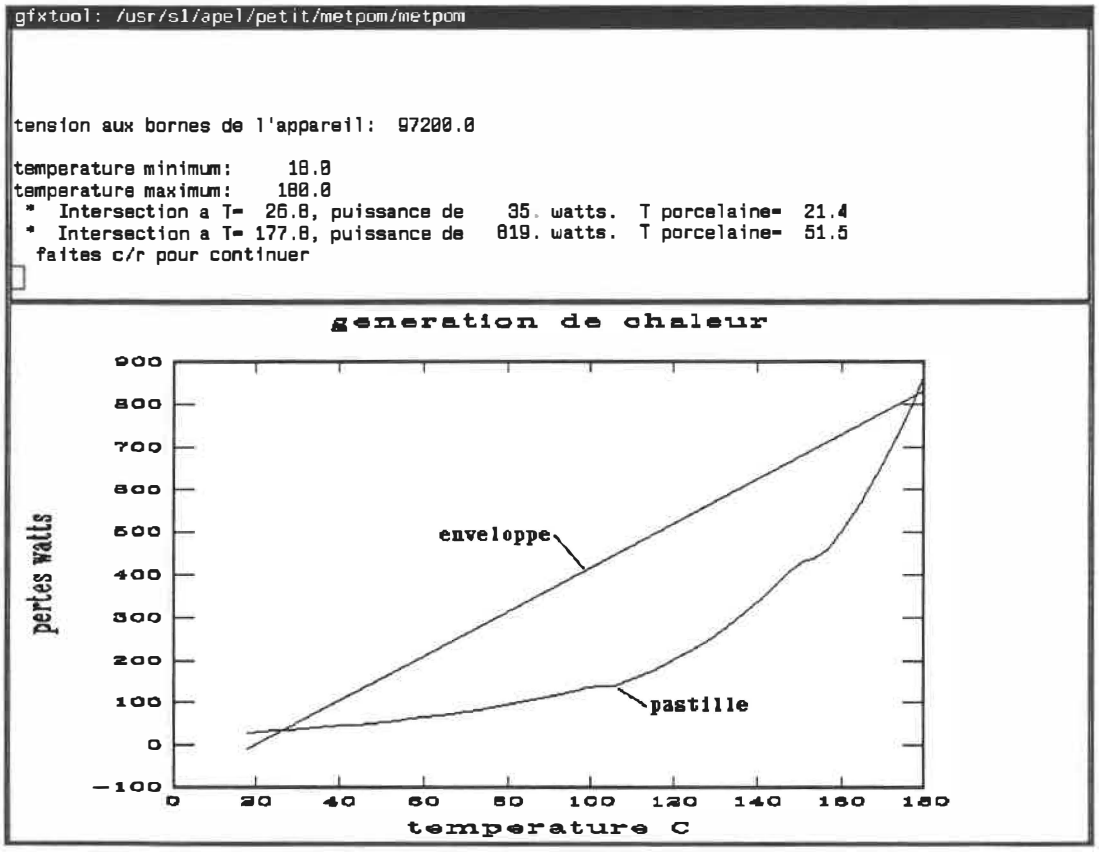


Figure 6.1 : Interaction typique entre l'usager et le programme du modèle électrothermique (parafoudre "**A**" de 120 kV).

Le premier test est de comparer une courbe des surtensions à 60 Hz versus le temps requis pour atteindre une température prédéterminée des pastilles. Ce graphique résume un grand nombre d'essais sur une seule figure. On effectue un essai qui consiste à alimenter le parafoudre à une tension alternative fixe. On mesure le temps que les éléments prennent pour chauffer de l'ambiant à une température donnée, par exemple 150°C. On refait le même essai après que le parafoudre se soit refroidi, mais cette fois-ci on change le niveau de tension. Une série d'essais de ce type nous donne ce qu'on appelle la courbe surtensions-temps pour une température limite. Cette courbe est souvent disponible dans les catalogues des manufacturiers.

Ce genre d'essai vérifie bien le modèle aux conditions sévères car aux surtensions élevées, la réponse thermique est à peu près adiabatique, donc indépendante des paramètres thermiques. Aux surtensions faibles, les pertes de chaleur deviennent importantes et le modèle doit en tenir compte.

Les courbes de la figure 6.2 nous permettent d'apprécier d'un seul coup d'œil la précision du modèle en rapport à des valeurs expérimentales pour 150°C.

Une autre vérification possible est de tenter de reproduire une séquence d'échauffement et de refroidissement. Si la réponse de la température du modèle suit celle qui a été mesurée, cela donnera une bonne confiance au modèle. La figure 6.3 nous montre justement une comparaison avec un essai de ce type (parafoudre "**B**").

Ces démonstrations démontrent bien que les hypothèses qui ont été posées lors de la conception du modèle sont adéquates pour l'utilisation courante du modèle. Il est cependant bien entendu que les valeurs des paramètres ont une importance capitale dans la précision du modèle.

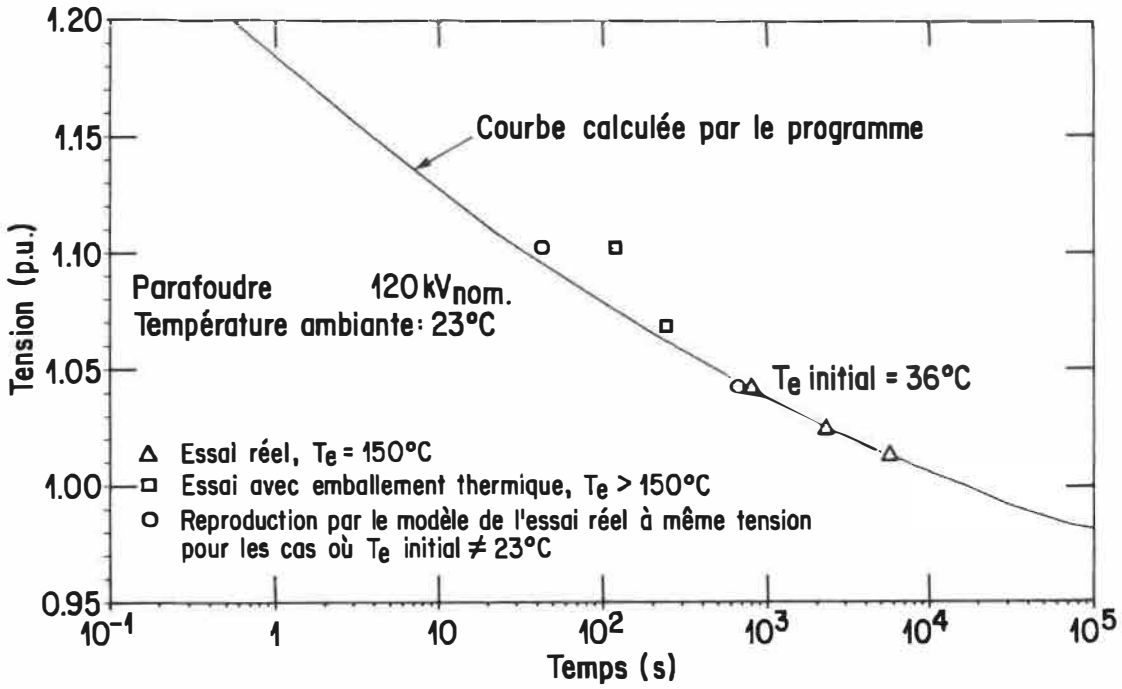


Figure 6.2 : Courbe surtension-temps à 150°C pour le parafoudre de marque "**A**". Elle représente le temps nécessaire pour atteindre une température d'élément de 150°C avec un parafoudre dont la température initiale est de 23°C. Ici, la base du p.u. est la tension nominale du parafoudre (120 kV).

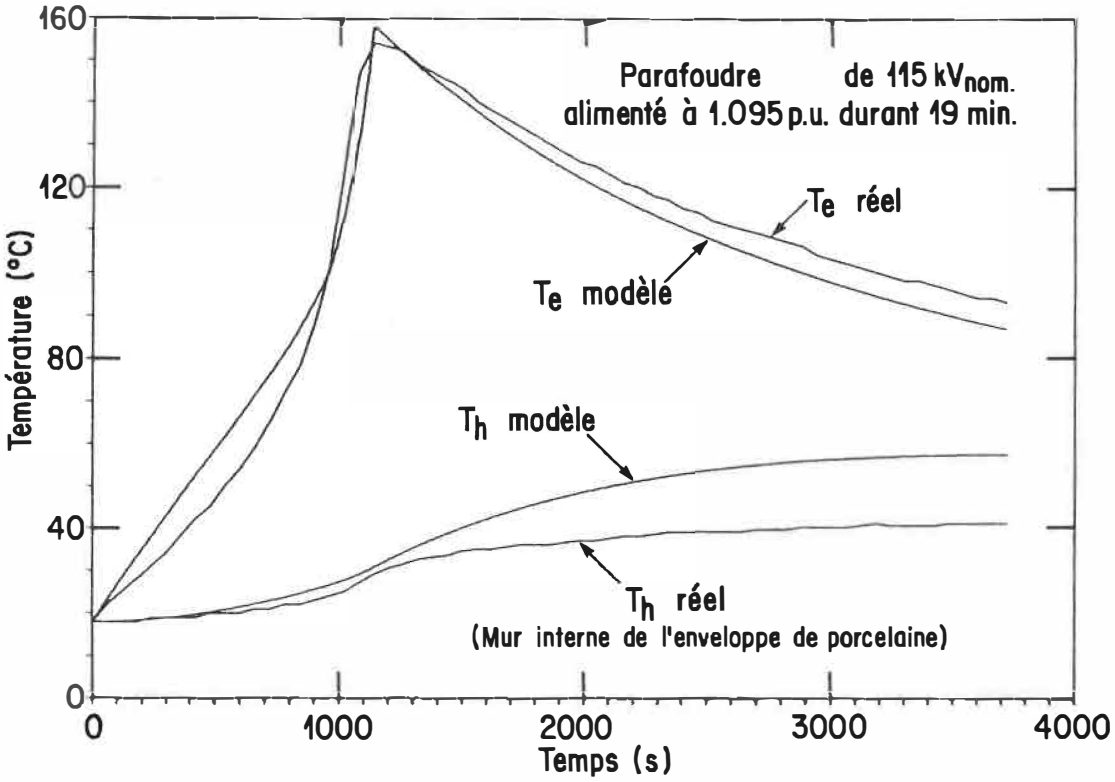


Figure 6.3 : Comparaison entre la température d'élément d'un essai réel et d'une simulation par le modèle. Le parafoudre "**B**" a été soumis à 1,095 fois sa tension nominale durant 19 minutes, puis fut débranché.

Chapitre 7

Exemples d'utilisation

Nous avons vu à la section 5.3.1 (page 61) un exemple d'utilisation dans lequel des normes ont été comparées. Nous verrons ici comment on peut se servir du modèle électrothermique pour résoudre des problèmes typiques, reliés notamment à l'exploitation des parafoudres sacrificiels pour le Réseau de Transport de la Baie-James. Voici, solutionné de façon détaillée, le problème suivant :

Un parafoudre de tension nominale de 550 kV est branché sur une ligne monophasée de 370 kilomètres (figure 7.1). Le système est branché depuis longtemps, puis tout à coup à $t = 50$ ms, un signal est donné pour débrancher la charge de 500 MW. Après une période de 100 ms (à $t = 150$ ms), la station génératrice ouvre à son tour. Les disjoncteurs coupent le courant au passage à zéro. Ensuite, il se passe une période de 20 minutes avant que l'on rétablisse la tension. Cette séquence a lieu en été sous une température ambiante de 35°C. On veut savoir si le parafoudre se stabilisera en température ou s'il partira en emballement thermique. On veut aussi connaître dans combien de temps le parafoudre sera prêt à recevoir une décharge équivalente à l'énergie nominale garantie par le manufacturier sans être endommagé si il demeure continuellement sous tension.

Pour solutionner ce problème, on fera appel au programme de simulation EMTP ainsi qu'au modèle électrothermique. La première étape à franchir est de calculer les conditions initiales de température du parafoudre ainsi que de l'effet de la perte de la charge produisant une surtension temporaire aux bornes du parafoudre. On simule donc la décharge de ligne avec EMTP en utilisant le modèle du parafoudre

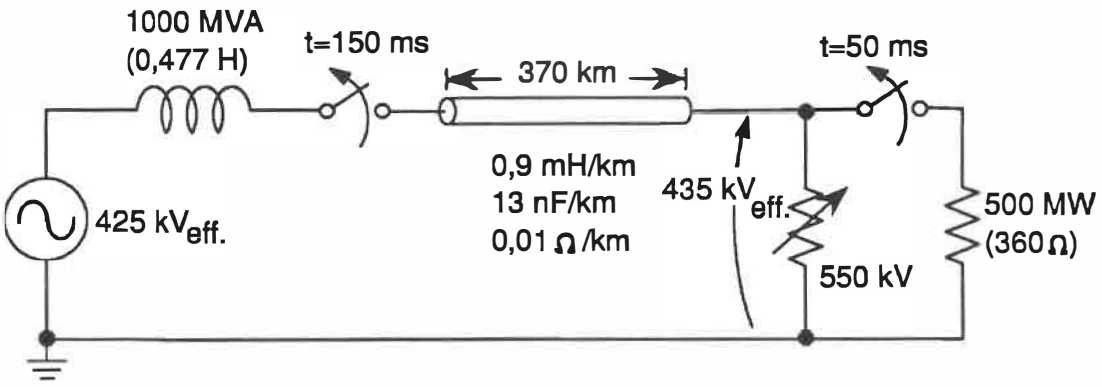


Figure 7.1 : Exemple d'utilisation du modèle, énoncé du problème. En régime permanent, avant l'ouverture des interrupteurs, on retrouve une tension de 435 kV efficace aux bornes du parafoudre.

dans la zone des courants élevés (équation 4.3). Le parafoudre possède une tension nominale de 550 kV. Puisque le phénomène de coupure de ligne ne dure que 100 ms, on peut considérer que les pertes de chaleur sont nulles (cas adiabatique). Après avoir simulé la décharge de ligne, il nous faut aller chercher dans le fichier de sortie que le programme EMTP a généré, les valeurs de la tension aux bornes du parafoudre en régime permanent avant la coupure de la charge. À cause de l'effet de la ligne, de l'impédance de la charge et de la source, cette valeur n'est pas nécessairement égale à celle de la source. Ainsi, la valeur de la tension aux bornes du parafoudre est de 615,2 kV crête, soit 435,0 kV eff. (0,79 p.u. parafoudre, figure 7.2).

La simulation nous aura donné dans le même temps la valeur de l'énergie absorbée par le parafoudre par la décharge de ligne (figure 7.2). On remarquera qu'une grande partie cette énergie est une conséquence directe de l'effet Ferranti, pour lequel la tension en bout de ligne d'une ligne à vide augmente avec la longueur. De

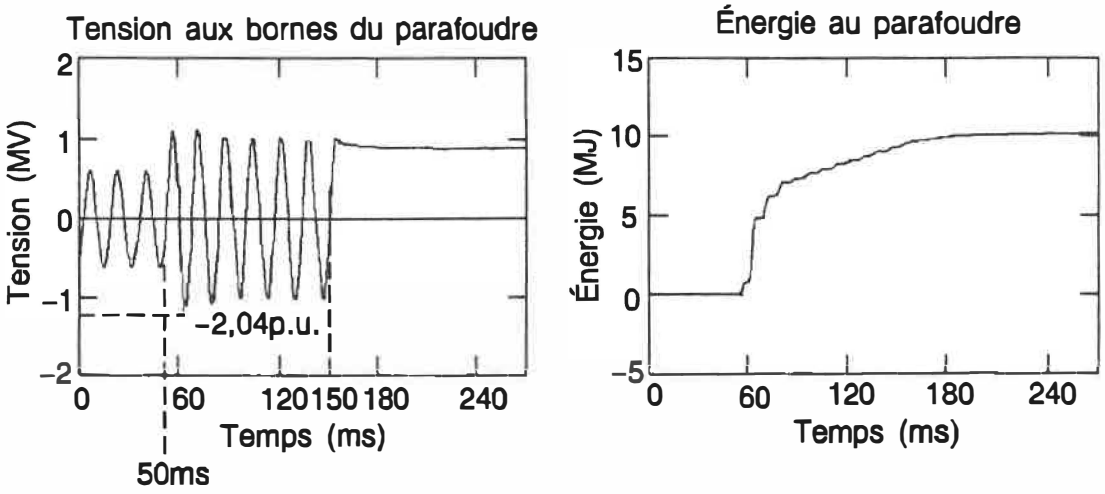


Figure 7.2 : Simulation du délestage avec EMTP

plus, après que la partie génération se soit débranchée de la ligne (à $t = 150$ ms), cette dernière se décharge lentement dans le parafoudre. La constante de temps de la décharge de ligne est très lente due à la grande résistance du parafoudre. Dans ce cas, on ne peut plus considérer que l'apport de chaleur est adiabatique. Nous pouvons cependant évaluer la quantité d'énergie restante dans la ligne en la remplaçant par un circuit équivalent simplifié (figure 7.3).

À la fin de la simulation (i.e. 265 ms après la coupure de la charge), il reste encore 875 kV de tension continue sur la ligne. À cette tension, le parafoudre conduit environ 500 mA. Il reste encore sur la ligne une quantité d'énergie qui peut être évaluée par :

$$E = \frac{1}{2}CV^2 = \frac{1}{2} \times (370km \times \frac{13nF}{km}) \times (875 \times 10^3 volts)^2 = 1,84\,MJ \qquad (7.1)$$

On peut évaluer en combien de temps cette énergie se dissipera dans le parafoudre en faisant une autre simulation EMTP. Cette fois-ci, on peut se contenter d'utiliser un modèle de ligne simplifié, mais on doit changer le modèle du parafoudre.

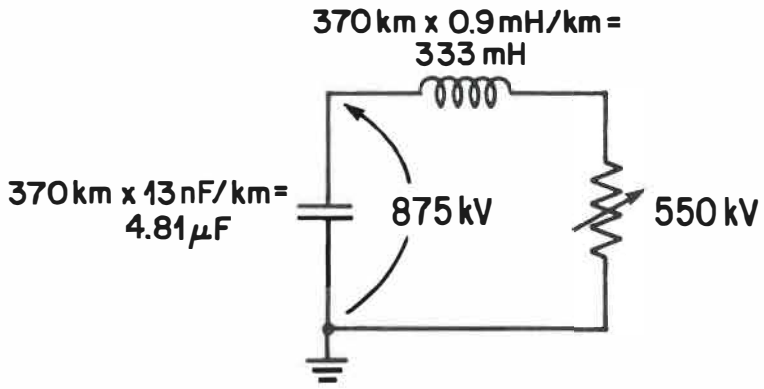


Figure 7.3 : Équivalent simplifié de la ligne après le délestage

En effet, l'énergie résiduelle de la ligne se dissipe dans la zone des courants faibles du parafoudre. On se souvient que la température a un effet important sur l'impédance du parafoudre dans cette zone.

Utilisant la simulation EMTP, on a pu déterminer que l'énergie absorbée par le parafoudre, à la fin de la simulation, était de 10,14 MJ. L'énergie résiduelle de la ligne est donc faible comparée à l'énergie associée à la transitoire à fréquence industrielle.

Pour évaluer comment cette énergie peut se traduire en élévation de température, reprenons les paramètres thermiques d'un parafoudre, par exemple, celui du parafoudre de marque "**B**". Des essais en laboratoire, sur une section de tension nominale de 115 kV, ont permis d'obtenir les paramètres suivants :

$$C_e = 32\,500\ F \quad R_{eh} = 0,071\ \Omega$$
$$C_h = 54\,300\ F \quad R_{ha} = 0,096\ \Omega$$

En appliquant un facteur d'échelle pour obtenir les paramètres d'un parafoudre complet de 550 kV nominal, on obtient :

$$C_e = 32\,500 \times \frac{550}{115} = 155\,400\ F \quad R_{eh} = 0,071 \times \frac{115}{550} = 0,01485\ \Omega$$
$$C_h = 54\,300 \times \frac{550}{115} = 259\,700\ F \quad R_{ha} = 0,096 \times \frac{115}{550} = 0,02007\ \Omega$$

Ainsi, on peut voir que la décharge de 10,14 MJ dans le condensateur C_e se traduit par une augmentation de $10,14\ A \cdot s \div 155\,400\ F$ soit 65,2 volts. Si on se souvient, l'analogue thermique du volt est le degré Celsius. Donc, avec une valeur initiale d'environ 35°C, la température des éléments s'élève à plus de 100°C.

De manière similaire, on peut déterminer que l'apport maximum de l'énergie résiduelle de la ligne pourrait apporter un maximum de $11,8$°C $(1,84\ MJ \div 155\,400\ F)$ aux pastilles du parafoudre. Pour déterminer en combien de temps cette énergie est amenée au parafoudre, on reprend la simulation sur EMTP avec le modèle de ligne simplifié. La première simulation que nous avons faite utilisait le modèle électrique du parafoudre situé dans la zone des courants élevés. Dans la nouvelle simulation que nous allons faire, il nous faut utiliser la zone des courants faibles puisque la tension de la ligne est juste suffisante pour faire conduire le parafoudre. Puisque le programme EMTP ne peut pas tenir compte de la température, nous supposerons que la caractéristique électrique du parafoudre ne change pas durant le temps où la ligne se décharge.

Nous avons déterminé, par des essais, la caractéristique du parafoudre choisi à titre d'exemple sur une section nominale de 115 kV dans la zone des courants faibles. Pour connaître la caractéristique d'un parafoudre complet de 550 kV, nous n'avons qu'à multiplier la tension de la caractéristique mesurée par le facteur $\frac{550}{115}$ pour obtenir celle du parafoudre complet. Cependant, il faut prendre garde d'utiliser une courbe le plus près possible des 100°C prévus et d'utiliser la caractéristique en courant continu si elle est disponible. Dans notre cas, seule la caractéristique à 60 Hz est connue. En se basant sur les données vues dans la littérature, il faut diviser

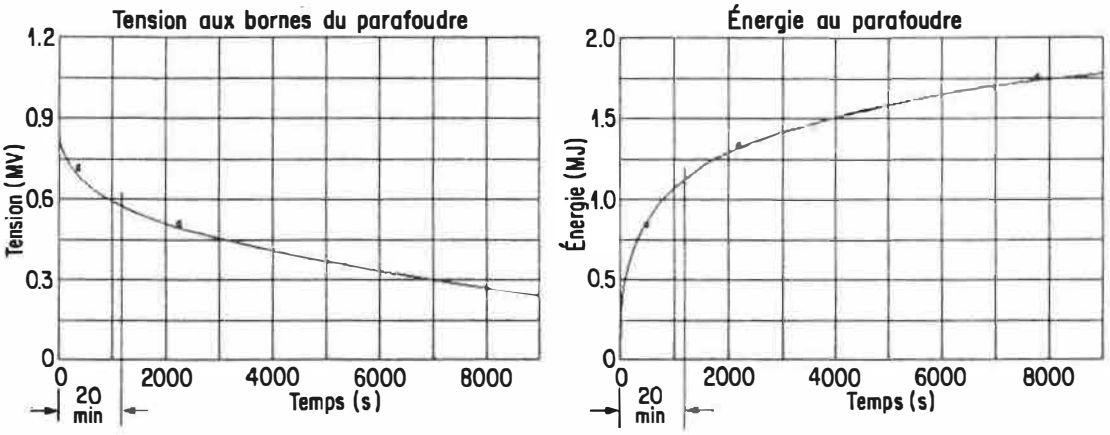


Figure 7.4 : Simulation de la décharge de ligne avec le modèle de ligne simplifié

les courants de la caractéristique à 60 Hz par un facteur approximatif de 10 pour obtenir la caractéristique à courant continu [26].

La simulation nous montre que la ligne n'est pas encore complètement déchargée mais que 1,12 MJ des 1,84 MJ disponibles a été absorbé par le parafoudre après 20 minutes (figure 7.4). La moitié de l'énergie absorbée l'a été en moins de 3 minutes. On ne fera pas une grosse erreur en supposant que cette énergie a été apportée tout de suite après la coupure de la charge. La hausse de température des éléments d'oxyde de métal causée par le délestage de la charge est donc de :

$$\frac{10,14\ MJ + 1,12\ MJ}{155\,400\ F} = 72,5\ volts \Rightarrow 72,5°\text{C} \tag{7.2}$$

Il nous faut maintenant calculer les conditions initiales de température du parafoudre. En effet, avant le délestage de charge, le parafoudre était sous tension. Cette tension, calculée avec EMTP, était de 435,0 kV eff. Le courant de fuite du parafoudre fait chauffer les éléments jusqu'à une température à laquelle un équilibre est atteint. À l'équilibre, la capacité de dissipation de chaleur de l'enveloppe de porcelaine est compensée par les pertes watts des éléments d'oxyde de métal. La

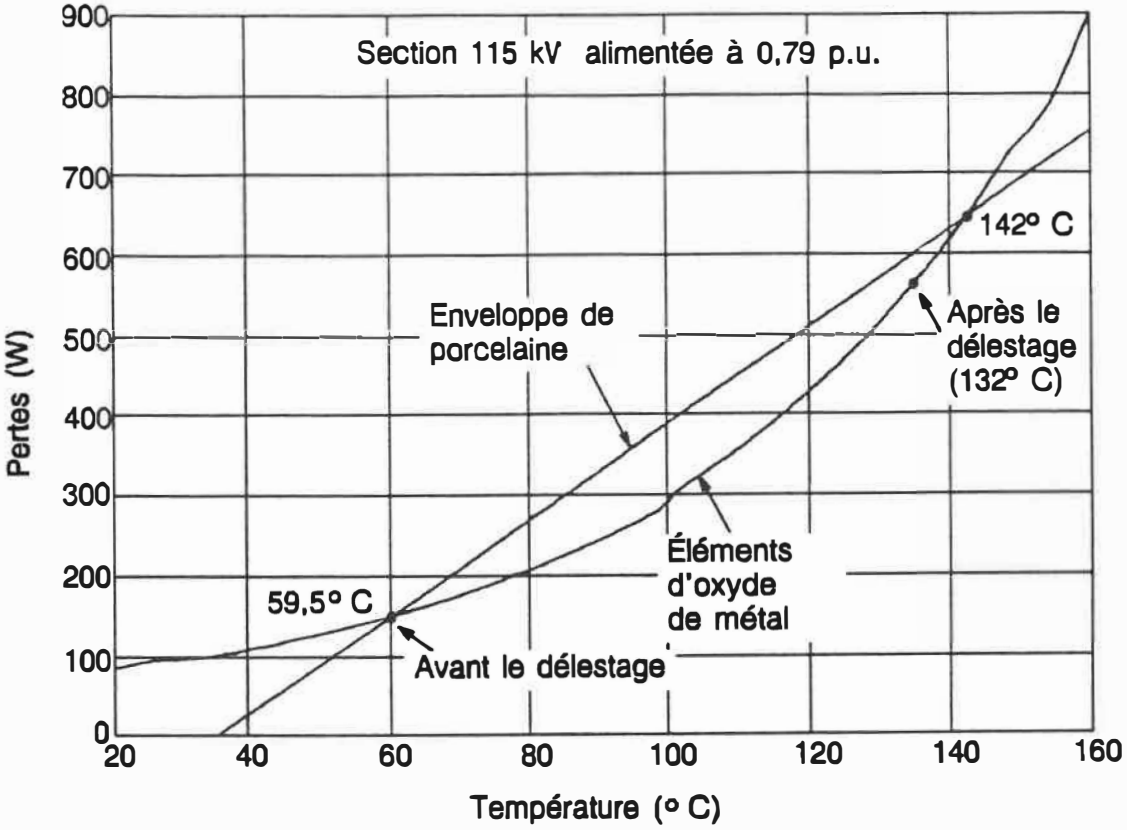


Figure 7.5 : Courbe des pertes vs la température du parafoudre "**B**" de 115 kV à 0,79 p.u.

méthode la plus pratique d'exprimer le comportement thermique d'un parafoudre thermiquement stable est le graphique des pertes versus la température (figure 7.5). Cette courbe est générée par le modèle électrothermique.

Ce graphique doit être interprété de la façon suivante : on y représente deux courbes. La première décrit la caractéristique thermique à l'équilibre de l'enveloppe de porcelaine. Elle représente la capacité de l'enveloppe à dissiper la chaleur. Cette droite peut être calculée connaissant les paramètres thermiques du parafoudre.

L'équation de cette droite est donnée par la formule :

$$Pertes = \frac{T_e - T_{\text{ambiant}}}{R_{eh} + R_{ha}} \tag{7.3}$$

où :

T_e est la température des éléments d'oxyde de métal;

T_{ambiant} est la température ambiante à l'extérieur du parafoudre;

R_{eh} est la résistance thermique entre les éléments et l'enveloppe de porcelaine;

R_{ha} est la résistance thermique entre l'enveloppe de porcelaine et l'environnement ambiant.

La seconde courbe représente les pertes joules des éléments d'oxyde de métal lorsqu'ils sont alimentés à tension constante. Le graphique de la figure 7.5 est celui d'une section de 115 kV du parafoudre à l'étude. Placer un parafoudre de 550 kV nominal sous une tension de 435 kV équivaut à placer un parafoudre de 115 kV sous une tension de 90,95 kV.

Lorsque les pertes que peuvent générer les éléments d'oxyde de métal dépassent la capacité de l'enveloppe à dissiper la chaleur, le parafoudre devient thermiquement instable. Le croisement des deux courbes indique les points stables d'opération. Ainsi, on peut déterminer que le premier croisement des courbes se produit à 59,5°C. Cette température représente la température à laquelle les éléments du parafoudre se trouvent avant le délestage. L'autre point est situé à 142°C. Si jamais, suite à une décharge d'énergie, les éléments dépassent 142°C lorsque le parafoudre est toujours sous tension, alors les éléments chaufferont plus vite que l'enveloppe peut dissiper la chaleur. On aurait alors un emballement thermique si cette situation était imposée de façon maintenue.

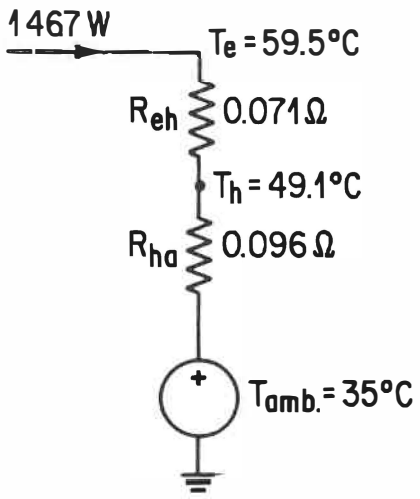


Figure 7.6 : Conditions initiales avec une section de 115 kV alimentée à 90,95 kV eff.

Donc, avant le délestage les éléments étaient à 59, 5°C. Connaissant ceci, on peut calculer avec le modèle que l'enveloppe de porcelaine était à 49, 1°C (figure 7.6).

Après le délestage, les éléments ont augmenté de 72, 5°C, passant ainsi de 59, 5°C à 132, 0°C. Ce point est tracé à la figure 7.5. On peut voir que le point est dans la zone où la capacité de refroidissement de l'enveloppe est supérieure à l'apport de chaleur des éléments d'oxyde de métal. On constate alors que même si le parafoudre restait sous une tension de 435 kV, il serait toujours stable et sa température diminuerait graduellement jusqu'à atteindre le point d'équilibre de 59, 5°C.

On a donc répondu à la première question que l'on s'était posée, confirmant que le parafoudre sera stable après le délestage même s'il n'y avait pas de période d'une heure avant la remise en charge.

Pour répondre à la seconde question, c'est-à-dire dans combien de temps le pa-

rafoudre sera prêt à absorber son énergie nominale et demeurer stable tout en étant sous tension, il faudra utiliser les possibilités de calcul dynamique (par opposition à statique comme la courbe des pertes à l'équilibre) du modèle électrothermique.

Après le délestage, la température de l'élément est de 132,0°C, celle de l'enveloppe est de 49,1°C. La valeur d'énergie nominale est généralement donnée par 13 kJ/kV pour les parafoudres du type que nous étudions. Ceci correspond à une élévation adiabatique de la température des éléments de $((550\,kV \times 13\,\frac{kJ}{kV}) \div 155\,400\,F)$, soit l'équivalent de 46°C. Nous avons vu que lorsque le parafoudre est alimenté sous une tension de 435 kV, la température des éléments doit se maintenir sous 142°C afin d'être thermiquement stable. Donc, il faut attendre assez longtemps pour que la température des éléments descende à 142°C − 46°C, soit 96°C. Mais, n'oublions pas que le parafoudre est remis sous tension 20 minutes après le délestage. Le modèle électrothermique nous permet de calculer la réponse en température du parafoudre en tenant compte de l'apport de chaleur occasionné par le courant de fuite lorsque le parafoudre est remis sous tension. Il n'y a pas de surtension associée à l'enclenchement des disjoncteurs quand la source est enclenchée au zéro de tension.

Ainsi, on peut déterminer que le parafoudre peut recevoir son énergie nominale 2 022 secondes (34 minutes) après le délestage ou encore, 14 minutes après la remise sous tension.

Comme on peut le constater, cette valeur ne laisse aucune marge de manœuvre, mais néanmoins, le modèle électrothermique permet de calculer facilement que, si par exemple on veut se garder une marge de manœuvre de 20°C sous la température d'emballement thermique, il faudrait alors attendre 2 heures plutôt que 34 minutes après le délestage avant que le parafoudre soit en mesure d'absorber son énergie nominale.

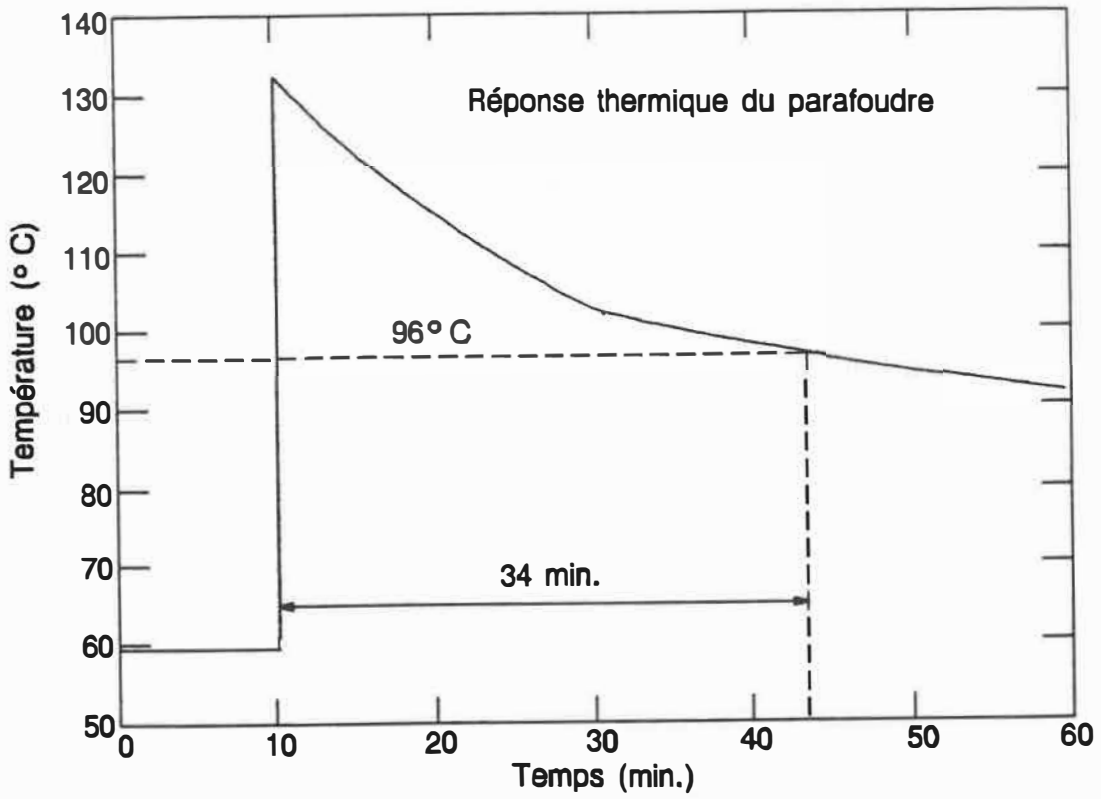


Figure 7.7 : Évolution de la température des éléments du parafoudre dans le temps.

La solution de cet exemple n'aurait pu être possible sans l'aide d'un modèle électrothermique. L'utilisation judicieuse d'un programme de simulation numérique comme EMTP associée à l'outil de calcul qu'est le modèle électrothermique permettent de répondre à la majorité des problèmes pratiques.

Chapitre 8

Conclusion

8.1 Revue du modèle

Les parafoudres à l'oxyde de métal sont composés d'une céramique à base d'oxyde de zinc qui possède une caractéristique électrique hautement non-linéaire. Ces parafoudres n'ont pas d'éclateurs en série pour isoler le parafoudre du réseau, ce qui fait en sorte qu'un faible courant circule en permanence dans les pastilles d'oxyde de métal du parafoudre. Au delà d'un niveau de tension, la pastille devient de plus en plus conductrice. En dessous de cette zone de transition, la température a un effet important sur la résistivité du parafoudre : i.e. pour une tension fixe, plus la température augmente, plus le courant de fuite augmente.

Lorsque l'enveloppe du parafoudre n'est plus en mesure de dissiper assez rapidement l'énergie produite par les pastilles, le parafoudre devient en emballement thermique et se détruit par court-circuit si la tension n'est pas retirée. Puisque la capacité d'absorption d'énergie d'un parafoudre est directement reliée à sa température limite à ne pas dépasser, un modèle électrothermique est le seul moyen permettant de prévoir par calcul la température des éléments d'un parafoudre. Pour les usages communs, les catalogues des manufacturiers peuvent suffire à spécifier un type de parafoudre, mais pour toute application où le parafoudre sera très sollicité, seul un modèle électrothermique peut permettre de prévoir son comportement et ses limites.

Il existe deux types de modèles électrothermiques : les modèles à sections de

tension réduite et les modèles numériques. Un modèle à tension réduite est une fraction réelle du parafoudre à l'étude. Pour fabriquer un tel modèle, une section du parafoudre équivalente à l'épaisseur de quelques pastilles est tranchée et un isolant thermique est ajouté pour obtenir la même constante de temps de refroidissement que le véritable parafoudre. Un grand soin doit être apporté à la construction de cette maquette pour assurer le même comportement thermique que le parafoudre complet. Ainsi les simulations consistent à faire l'essai requis à un niveau de tension plus faible correspondant à la dimension de la maquette. Cette méthode souffre de nombreuses limitations. D'autres part un modèle numérique combine la modélisation des pertes de puissance de l'oxyde de métal avec une représentation du comportement thermique du parafoudre. Il permet de calculer plus rapidement beaucoup plus de situations qu'un modèle à tension réduite, et permet d'extraire indépendamment l'influence de chaque paramètre. Il permet aussi de prévoir les performances d'une grande variété de conception de parafoudres sans avoir à construire des maquettes.

Les premiers modèles numériques sont apparus en 1979 (Tominaga et al. [15]), mais ce n'est qu'en 1985 qu'apparut un modèle suffisamment complet et validé par des essais (M.V. Lat [18]). Ce modèle est basé sur un tableau des pertes versus la température pour calculer la puissance dissipée par les pastilles, et d'un équivalent électrique du deuxième ordre pour approximer la partie thermique du parafoudre. Les paramètres thermiques proviennent d'un calcul analytique basé sur les dimensions et les caractéristiques physiques du parafoudre. Le modèle n'a été validé qu'avec des résultats d'essais sur des parafoudres de distribution de tension nominale inférieure à 25 kV.

Le modèle qui a été présenté dans ce mémoire est basé sur les travaux de M. Lat, mais son implantation diffère en plusieurs points. Ici, une nouvelle méthode

expérimentale permettant de trouver les paramètres thermiques optimaux a été développée et présentée. Les paramètres du modèle thermique obtenus de cette manière sont beaucoup plus précis que par une évaluation analytique. De plus, la chaleur produite par les pastilles d'oxyde de métal est directement calculée à partir de la caractéristique courant-tension-température. Cette approche nécessite moins de mesures que la méthode du tableau des pertes car elle utilise une méthode d'interpolation qui utilise les propriétés physiques de l'oxyde de métal.

Le modèle électrique est une série de points courant-tension pour des groupes à température constante. Entre deux points, le courant est extrapolé suivant la relation $I = p\left(\frac{V}{V_{ref}}\right)^q$, où q correspond au coefficient de non-linéarité. Le comportement de ce coefficient selon la densité de courant est bien documenté et est utilisé pour l'interpolation. L'interpolation entre les courbes de températures différentes est d'ordre logarithmique et obéit à la relation $I = \exp(-a + bT)$. La puissance est obtenue en intégrant sur un quart de cycle le produit du courant et de la tension.

Le modèle thermique repose sur un équivalent électrique où la colonne de pastilles d'oxyde de métal et l'enveloppe de porcelaine sont représentés par deux condensateurs, et les résistances thermiques entre la colonne et l'enveloppe et de l'enveloppe à l'ambiant par des résistances. Les quatre paramètres de ce modèle peuvent être obtenus expérimentalement par une seule décharge d'énergie suffisamment puissante pour faire chauffer rapidement les pastilles du parafoudre. Par une minimisation par la méthode des moindres carrés, il est possible de trouver les coefficients de la double exponentielle décroissante de la réponse à l'impulsion mesurée de ce système thermique du deuxième ordre. De simples calculs donnent les paramètres des composants de l'équivalent électrique du modèle thermique.

Une étude de sensibilité paramétrique a suivi cette étape. L'étude sur les pa-

ramètres pris un à un a montré que la précision dans la mesure de la tension est le principal limitatif à la précision des calculs du modèle électrothermique. Il est inutile d'améliorer le modèle si les mesures des très hautes tensions ne peuvent pas être très précises. La précision globale du modèle électrothermique a été évaluée en utilisant la méthode de Monte-Carlo. Cette méthode associe à chaque mesure une erreur qui s'écarte de la valeur nominale en suivant une fonction de probabilité de type gaussienne. En calculant les paramètres du modèle en se basant sur ces mesures artificiellement erronées, on calcule la température à la fin d'une séquence donnée. En répétant cette opération des milliers de fois, on accumule une distribution statistique sur la valeur espérée de la température finale. La largeur de la distribution statistique donne le niveau de confiance dans la simulation. L'étude de sensibilité par la méthode de Monte-Carlo a ainsi montré que la précision d'une séquence d'échauffement faite par le modèle électrothermique est acceptable.

Le modèle a été validé par des essais sur des sections complètes de parafoudres de poste pour un réseau à 735 kV. La validation a eu lieu avec deux types d'essais au cours desquels la température en divers points du parafoudre était constamment enregistrée tout en étant sous tension. Le premier type d'essais consistait à appliquer une surtension temporaire jusqu'à atteindre une température proche de l'emballement thermique, et de débrancher la source laissant ainsi la température diminuer naturellement. La simulation a pu reproduire correctement la température mesurée à la surface des pastilles d'oxyde de métal jusqu'au refroidissement complet du parafoudre. Dans le second type d'essais, le temps que les pastilles du parafoudre prennent pour passer de l'ambiant à 150°C a été enregistré pour divers niveaux de surtensions. Là aussi, le calcul du modèle concorde bien avec la réalité. Ces validations ont démontré que les hypothèses simplificatrices du modèle électrothermique étaient valides et le seront pour toute application anticipée en réseau.

Pour montrer comment faire des calculs avec ce modèle électrothermique, un exemple détaillé est fourni dans le mémoire. On y montre aussi brièvement des résultats sommaires dans lesquels le modèle a été utilisé pour comparer quantitativement la sévérité des normes. Seul un modèle numérique peut permettre de faire ce type de travail à faible coût puisqu'il évite le travail fastidieux de laboratoire.

8.2 Recommandations pour les modèles du futur

Comme dans la plupart des modèles d'appareillage électrique, il a fallu poser des hypothèses simplificatrices pour produire un modèle utilisable. Cette section montre les aspects qu'il faudra améliorer pour augmenter la précision des modèles électrothermiques. L'amélioration porte à la fois sur les caractéristiques électrique et thermique.

Le calcul des pertes du modèle électrique des pastilles d'oxyde de métal ne tient pas compte dynamiquement des phénomènes complexes d'hystérésis et de sensibilité des pertes à la fréquence. Pour compliquer les choses, même la dépendance en température dépend de la fréquence. Dans toutes les études où la forme de la tension est complexe, comme dans la protection des thyristors dans les postes de conversion en courant continu, ces phénomènes deviennent importants. Actuellement, la façon la plus précise de représenter ces pertes est de bâtir un tableau de données expérimentales. Un modèle beaucoup plus complexe qu'une simple caractéristique courant-tension-température sera alors requis. Il ne faut pas oublier qu'il faudra mesurer la tension avec une grande précision.

La partie thermique du modèle suppose que le parafoudre est fabriqué de deux masses thermiques concentrées (les éléments d'oxyde de métal et l'enveloppe de

porcelaine) où les pertes de chaleur obéissent à des lois linéaires. Des raffinements supplémentaires pourraient aussi y être apportés. Citons par exemple, l'utilisation de modèles thermiques plus sophistiqués pouvant tenir compte des masses distribuées plutôt que ponctuelles; l'effet d'asymétrie dans les parafoudres à plusieurs colonnes; tenir compte de l'effet du vent et du soleil. Les paramètres thermiques, tels que la capacité thermique et la radiation, ne varient pas linéairement et il faudrait aussi en tenir compte. C'est bien d'avoir un modèle sophistiqué, mais il faudra aussi en déterminer les paramètres. De ce coté, l'évaluation des paramètres thermiques à partir des caractéristiques physiques de l'appareil plutôt que des données expérimentales n'est déjà pas si mauvaise, mais beaucoup de progrès restent à faire pour en améliorer la précision. La méthode des éléments finis sera alors probablement nécessaire.

Présentement, le circuit simulé est un parafoudre branché à une source de tension d'impédance nulle. Même si dans la grande majorité des cas pratiques, ce circuit n'est aucunement limitatif, il pourrait être attrayant d'intégrer le modèle dans un programme de simulation de réseau tel EMTP.

Ainsi, même si beaucoup d'améliorations sont encore possibles, les concepteurs et utilisateurs de parafoudres ont maintenant accès à un outil de calcul qui dépasse la simple application académique. Comme un modèle électrothermique de parafoudre à l'oxyde de métal permet de prédire les performances des parafoudres sous diverses conditions, de nouvelles applications de ces appareils pourront être envisagées et explorées sans procéder à de coûteux essais. Des économies importantes en résulterons tout en améliorant la performance et la fiabilité des futurs parafoudres de réseau.

Bibliographie

[1] Matsuoka et al. Voltage nonlinearity of zinc oxide ceramics doped with alkali earth metal oxide. *Japanese Journal of Applied Physics*, 8:1275–1276, 1969.

[2] H.R. Philipp, G.D. Mahan, et L.M. Levinson. *Advanced metal oxide varistor concepts.* Rapport Technique, préparé par General Electric par le sous-contrat 86X-17457C pour Oak Ridge National Laboratory, Tennessee, Juillet 1984.

[3] E.C. Sakshaug, J.S. Kresge, et S.A. Miske Jr. A new concept in station arrester design. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–96(2):647–656, Mars/Avril 1977.

[4] Yves Latour, Guy St-Jean, André Petit, et Hieu Huynh. Qualification of switchable metal–oxide arresters for a protective level of 1.6 p.u. on Hydro-Québec's 735–kV system. *IEEE Transactions on Power Delivery*, PWRD–1(4):184–193, Octobre 1986.

[5] The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc. *IEEE Standard for Surge Arresters for AC Power Circuits.* Norme ANSI/IEEE C62.1-1981, New York, 1981.

[6] The Ohio Brass Company. *ZnO Varistors – A Review.* extrait des notes de cours d'un séminaire intitulé "MOV Surge Arrester Seminar" donné par Ohio Brass en Mai 1984.

[7] Guy St-Jean et Yves Latour. Comparison of the capabilities of metal oxide and conventional high voltage surge arresters. *Electric Power Systems Research*, 7:45–52, 1984.

[8] H.R. Philipp et Lionel M. Levinson. Low-temperature electrical studies on metal-oxide varistors – a clue to conduction mechanisms. *Journal of Applied Physics*, 48(4):1621–1627, Avril 1977.

[9] A. Menth, P. Streit, et B. Knecht. *Present State and Development Potential of Solid–State Varistors.* Plenum Press, 1980.

[10] G.D. Mahan, Lionel M. Levinson, et H.R. Philipp. Theory of conduction in ZnO varistors. *Journal of Applied Physics*, 50(4):2799–2812, Avril 1979.

[11] Alain Lagrange. Les varistances à base d'oxyde de zinc: des éléments de protection à l'état solide en plein développement. *Revue Générale de l'Électricité*, (9):9–18, Octobre 1986.

[12] Kazuo Eda. Conduction mechanism of non–ohmic zinc oxide ceramics. *Journal of Applied Physics*, 49(5):2964–2972, Mai 1978.

[13] A. Kusy et T.G.M. Kleinpenning. Conduction mechanism and $1/f$ noise in ZnO varistors. *Journal of Applied Physics*, 54(6):2900–2906, Juin 1983.

[14] Jean-François Sacadura et al. *Initiation aux transferts thermiques.* Éditions Techniques et Documentation, Paris, 1978.

[15] S. Tominaga, T. Shibuya, Y. Fujiwara, M. Imataki, et T. Nitta. Stability and long term degradation of metal oxide surge arresters. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–99(4):1548–1556, Juillet/Août 1980.

[16] M.V. Lat. Thermal properties of metal oxide surge arresters. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–102(7):2194–2202, Juillet 1983.

[17] S. Nishiwaki et al. Study of thermal runaway/equivalent prorated model of a ZnO surge arrester. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–103(2):413–419, Février 1984.

[18] M.V. Lat. Analytical method for performance prediction of metal oxide surge arresters. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–104(10):2665–2674, Octobre 1985.

[19] Lionel M. Levinson et H.R. Philipp. AC properties of metal-oxide varistors. *Journal of Applied Physics*, 47(3):1117–1122, Mars 1976.

[20] W. Schmidt, J. Meppelink, B. Richter, K. Feser, L. Kehl, et D. Qiu. Behaviour of MO–surge–arrester blocks to fast transients. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 4(1):292–300, Janvier 1989.

[21] Daniel W. Durbak. Zinc-oxide arrester model for fast surges. *EMTP Newsletter*, Décembre 1984.

[22] Lionel M. Levinson et H.R. Philipp. High-frequency and high-current studies of metal oxide varistors. *Journal of Applied Physics*, 47(7):3116–3121, Juillet 1976.

[23] Lionel M. Levinson et H.R. Philipp. The physics of metal oxide varistors. *Journal of Applied Physics*, 46(3):1332–1341, Mars 1975.

[24] H.R. Philipp et Lionel M. Levinson. Long-time polarization currents in metal-oxide varistors. *Journal of Applied Physics*, 47(7):3177–3181, Juillet 1976.

[25] M. Oyama, I. Ohshima, M. Honda, M. Yamashita, et S. Kojima. Life performance of zinc-oxide elements under DC voltage. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–101(6):1363–1368, Juin 1982.

[26] S. Tominaga, Y. Shibuya, Y. Fujiwara, et T. Nitta. Electrical properties of zinc oxide valve element for a surge arrester. *IEEE PES Summer Meeting*, (A78 595-1), 1978.

[27] Michio Matsuoka. Nonohmic properties of zinc oxide ceramics. *Japanese Journal of Applied Physics*, 10(6):736–746, Juin 1971.

[28] M. Kan, S. Nishiwaki, T. Sato, S. Kojima, et S. Yanabu. Surge discharge capability and thermal stability of a metal oxide surge arrester. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–102(2):282–289, Février 1983.

[29] Germund Dahlquist. *Numerical Methods.* Prentice–Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1974. Traduit par Ned Anderson.

[30] J.E. Dennis Jr et Robert B. Schnabel. *Numerical Methods for Unconstrained Optimization and Nonlinear Equations. Computer Math.*, Prentice–Hall, 1983.

[31] Roger Bergeron. *Logiciel d'optimisation non-linéaire.* Rapport Technique 4RT3879G, Institut de Recherche d'Hydro-Québec.

[32] The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc. *IEEE Standard for Metal–Oxide Surge Arresters for AC Power Circuits.* Norme ANSI/IEEE C62.11-1987, New York, Janvier 1987.

[33] Canadian Standards Association. *Gapless Metal Oxide Surge Arresters for Alternating Current Systems.* Norme CAN/CSA-C233.1-87, Toronto, Ontario, Décembre 1987.

[34] International Electrotechnical Commission, Technical Committee No. 37: Surge Arresters. *Metal oxide surge arresters without gaps for A.C. systems.* Geneva, Switzerland, Août 1988. Document de travail préliminaire.

[35] N.C. Bardford. *Experimental Measurements: Precision, Error and Truth.* Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1967.

[36] James V. Beck et Kenneth J. Arnold. *Parameter Estimation in Engineering and Science.* John Wiley & Sons, 1977.

[37] William H. Press, Brian P. Flannery, Saul A. Teukolsky, et William T. Vetterling. *Numerical Recipes – The Art of Scientific Computing.* Cambridge University Press, Cambridge, 1986.

[38] Donald E. Knuth. *The Art of Computer Programming.* Volume 2, Addison-Wesley Publishing Company, Inc., deuxième édition, 1981.

[39] Peter Kirkby. *The Long Term Stability of Valve Elements used in Metal Oxide Arresters.* Report for the Canadian Electrical Association CEA 199 T 425, Research Division of Ontario Hydro, Montréal, Juillet 1986.

[40] Peter Kirkby. *The Long Term Stability of Valve Elements used in Metal Oxide Arresters — Addendum.* Report for the Canadian Electrical Association CEA 199 T 425, Research Division of Ontario Hydro, Montréal, Juin 1988.

[41] Richard L. Burden, J. Douglas Faires, et Albert C. Reynolds. *Numerical Analysis.* Prindle, Weber & Schmidt, Boston, Massachusetts, deuxième édition, 1981.

[42] M. Kobayashi, T. Nitta, et A. Schei. *Application and Test of Metal Oxide Surge Arresters.* Rapport Technique, Comité d'études no. 33, Colloque de Rio de Janeiro, 27–28 mai 1981.

[43] Bengt Johnnerfelt. *Application Guide for Metal Oxide Arresters without Gaps for HVDC Converter Stations*, chapitre 5. Arrester Testing. CIGRE, 1987.

[44] A.A. Clifford. *Multivariate Error Analysis — A handbook of error propagation and calculation in many-parameter systems.* Halsted Press division of John Wiley & Sons, New York, 1973.

[45] McGraw–Edison Company, Power Systems Group, Frankville, WI. *Development of a New Type of Nonlinear Resistance Valve Block for Surge Arresters.* Rapport Technique EL 1647, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Décembre 1980.

[46] Brown Boveri Electric Inc. *Metal Oxide Surge Arresters for Gas–Insulated Systems, Phases I and II.* Rapport Technique EL 2876, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Février 1983.

[47] C.C. Erven. *Application of metal oxide surge arresters on power transmission systems.* Toronto, Printemps 1984.

[48] Y. Fujiwara, Y. Shibuya, M. Imataki, et T. Nitta. Evaluation of surge degradation of metal oxide surge arrester. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–101(4):978–985, Avril 1982.

[49] S. Horuichi, F. Ichikawa, A. Mizukoshi, K. Kurita, et S. Shirakawa. Power dissipation characteristics of zinc–oxide for HVDC systems. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 3(4):1666–1671, Octobre 1988.

[50] M. Imataki, K. Ujita, Y. Fujiwara, S. Ishibe, et T. Nitta. Advanced metal oxide surge arrester for gas insulated switchgear (GIS). *IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems*, PAS–103(10):2990–2998, Octobre 1984.

[51] Donald E. Knuth. *The TEXbook.* Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1984.

[52] M. Kobayashi, M. Mizuno, T. Aizawa, M. Hayashi, et K. Mitani. Development of zinc–oxide non–linear resistors and their applications to gapless surge arresters. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–97(4):1149–1158, Juillet/Août 1978.

[53] Stephen G. Kochan. *Programming in C.* Hayden Book Company, Hasbrouck Heights, New Jersey, 1983.

[54] Leslie Lamport. LaTeX*: A Document Preparation System.* Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1986.

[55] Yves Latour et André Petit. *Qualification de parafoudres sacrificiels pour le Réseau de Transport de la Baie-James.* Rapport Technique 4RT3247C, Institut de Recherche d'Hydro-Québec, Juin 1985.

[56] M. Mizuno, H. Hayashi, et K. Mitani. Thermal stability and life of the gapless surge arrester. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS–100(5):2664–2671, Mai 1981.

[57] Kazuo Mukae, Koichi Tsuda, et Satoru Shiga. Zinc oxide–praseodymium oxide elements for surge arresters. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 3(2):591–598, Avril 1988.

[58] N. Nishikawa, M. Sukehara, T. Yoshida, S. Kobayashi, N. Amiji, T. Sasaki, et S. Tanabe. Thyristor valve gapless arrester element lifetime performance and thermal stability. *IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems*, PAS–100(7):1883–1888, Juillet 1985.

[59] Gilles Ouellet. *Étude de la Stabilité du signal de température des pastilles de parafoudres à l'oxyde de métal.* Rapport Technique 4RT 3841G, Institut de Recherche d'Hydro-Québec, Novembre 1986.

[60] William Clive Richmond. *Electrical Characterization of Grain Boundaries in (zinc-oxide)-based Varistors.* PhD thesis, Marquette University, Milwaukee, Wisconsin, 1980.

[61] Guy St-Jean, André Petit, et Yves Latour. Determination of metal–oxide arrester operating limits by a temperature–margin concept. *IEEE/CSEE Joint Conference on High Voltage Transmission Systems in China*, (87JC 03), Beijing, 17–22 Octobre 1987.

[62] Alain Vicaud. A.C. voltage ageing of zinc–oxide ceramics. *IEEE Transactions on Power Systems*, PWRD-1(2):49–58, Avril 1986.

[63] Alain Vicaud. Le vieillissement des céramiques à base d'oxyde de zinc sous tension alternative. *Revue Générale de l'Électricité*, (9):19–23, Octobre 1986.

[64] A. Vicaud, A. Rousseau, et I. Hennebique. Les parafoudres à oxyde de zinc dans les réseaux à haute tension. *Revue Générale de l'Électricité*, (9):42–49, Octobre 1986.

Annexe A

Générateur de nombres aléatoires

Le programme qui suit, écrit en langage C, décrit le code source d'un générateur de nombres aléatoires portatif d'un ordinateur à l'autre. Le programme a été converti du PASCAL au C par l'auteur. Le code source original du programme provient du livre *Numerical Recipes* [37]. RAN1 produit un nombre entre 0 et 1 de distribution uniforme. GASDEV utilise RAN1 pour produire un nombre suivant une distribution uniforme de moyenne 0 et d'écart type 1.

```
#include <stdio.h>
#include <math.h>

/* on doit fournir a ran1 une valeur de depart quelconque idum
   Tous les appels subsequents a ran1 produiront une sequence
   pseudo-aleatoire meme si la valeur de idum reste identique */

float ran1(idum)
long int idum;     /* valeur de depart quelconque */
{
   static long int glix1, glix2, glix3;
   static float glr[97];
   static int first_call = 0;

   long int m1=259200;
   long int ia1=7141;
   long int ic1=54773;
   float rm1=1. / (float) m1;
   long int m2=134456;
   long int ia2=8121;
   long int ic2=28411;
   float rm2=1. / (float) m2;
   long int m3=243000;
   long int ia3=4561;
   long int ic3=51349;
```

```
   long int j;
   float result;

   if(first_call == 0) {
      glix1 = (ic1-idum) % m1;
      glix1 = (ia1*glix1+ic1) % m1;
      glix2 = glix1 % m2;
      glix1 = (ia1*glix1+ic1) % m1;
      glix3 = glix1 % m3;
      for(j = 0; j < 97; j++) {
 glix1 = (ia1*glix1+ic1) % m1;
 glix2 = (ia2*glix2+ic2) % m2;
 glr[j] = (((float) glix1) + ((float) glix2)*rm2)*rm1;
 }
      first_call = 1;
      }
   glix1 = (ia1*glix1+ic1) % m1;
   glix2 = (ia2*glix2+ic2) % m2;
   glix3 = (ia3*glix3+ic3) % m3;
   j = (97*glix3) / m3;
   if((j > 96) || (j < 0))
      printf("pause in routine RAN1\n");
   result = glr[j];
   glr[j] = (((float) glix1) + ((float) glix2)*rm2)*rm1;
   return(result);
}

float gasdev(idum)
long int idum;
{
   static int gliset=0;
   static float glgset;
   float fac,v1,v2;
   double r;
   float result;

   if(gliset == 0) {
      do {
 v1 = 2.*ran1(idum)-1.0;
 v2 = 2.*ran1(idum)-1.0;
 r = (double) (v1*v1 + v2*v2);
 }
```

```
      while(r >= 1.0);
      fac = (float) sqrt(-2.0*log(r)/r);
      glgset = v1*fac;
      result = v2*fac;
      gliset = 1;
      }
   else {
      result = glgset;
      gliset = 0;
      }
   return(result);
}

/* L'exemple qui suit calcule la moyenne et l'ecart type de la
   distribution produite par gasdev       */

main()

{
   long int i,j;
   float hasard;
   float std_dev,somi,somi2,moyenne,n;

   hasard = 100. + 10.*gasdev((long int) 34);
   somi = hasard;
   somi2 = hasard*hasard;
   moyenne = hasard;
   for(i=2; i<250000; i++) { /* accumuler 250000 points */
     hasard = 100. + 10.*gasdev((long int) 34);
     somi = somi + hasard;
     somi2 = somi2 + hasard*hasard;
     n = (float) i;
     std_dev = sqrt(((n*somi2)-somi*somi)/(n*(n-1)));
     moyenne = somi/n;
     if(i%500 == 0)
        printf("Moyenne : %f\nEcart type : %f\n\n",moyenne,std_dev);
  }
}
```

Annexe B

Analyse par la méthode de Monte-Carlo

Le programme qui suit, écrit en langage C, décrit le code source d'un simulateur de Monte-Carlo qui lit les données d'entrées d'un essai, en produit une variation de distribution normale, retrouve les paramètres du modèle électrothermique, et calcule la température à la fin d'une séquence. Le tout est répété des milliers de fois pour accumuler suffisament de données statistiques. La structure du programme est décrite à la page 77.

```
#include <stdio.h>
#include <math.h>

main()
{
   float temps;        /* valeur du temps */
   float degres;       /* valeur de la temperature */
   float has1, has2;  /* deux nombres au hasard pour calcul intermed. */
   long int seed=344;   /* graine pour le generateur aleatoire */
   int i;   /* compteur */
   double k1,r1,k2,r2,tamb;  /* coeff. de la double exponentielle */
   double puissance = 1.031e6;  /* puissance injectee dans parafoudre */
   double ce,ch,reh,rha;     /* parametres du modele thermique */
   char ligne[100];      /* ligne de texte */
   float facteur;      /* facteur multiplicatif pres de 1. */
   float courant,tension;    /* evident */
   int nb_passes=0;      /* passes de Monte-Carlo sur Metpom */
   float gasdev();

   FILE *in_file, *out_file, *fopen();

   while(nb_passes++ < 10000) {
      /* lire la courbe de refroidissement de reference */
      in_file = fopen("impulsion", "r");
      if(in_file == NULL)
```

```
{
printf("peut pas lire la courbe de refroidissement");
exit(0);
}
     out_file = fopen("tempe_ran", "w");

  /* ajouter a la temperature une deviation d'un demi degre.
     La lecture est precise au degre pres, le systeme est plus precis */
     while(fscanf(in_file,"%f %f\n", &temps, &degres) != EOF) {
has1 = degres + 0.2*gasdev(seed);   /* pour 2.5 sigma */
fprintf(out_file, "%f %f\n", temps, has1);
}
     fclose(in_file);
     fclose(out_file);
  /* trouver les coefficients de    */
     system("/bin/rm log_reg");   /* la double exponentielle        */
     system("/usr/local/bin/regress < in_regress > log_reg");

     in_file = fopen("exp_coef", "r");  /* lire les coefficients */
     if(in_file == NULL)
{
printf("peut pas lire les coefficients");
exit(0);
}
     fscanf(in_file, "%lf %lf %lf %lf %lf", &k1, &r1, &k2, &r2, &tamb);
     fclose(in_file);

     /* calcule les parametres du modele thermique */
     ce = puissance / (k1+k2);
     ch = (-puissance*(k1*r1+k2*r2)*(k1*r1+k2*r2))/
          ((k1+k2)*k1*k2*(r1-r2)*(r2-r1));
     reh = -((k1+k2)*(k1+k2)) / (puissance*(k1*r1+k2*r2));
     rha = (k1*k2*(r1-r2)*(r2-r1)) / (puissance*r1*r2*(k1*r1+k2*r2));

     in_file = fopen("paraf.dat", "r");  /* lire la courbe V-I-T */
     if(in_file == NULL)
{
printf("peut pas lire la courbe V-I-T de reference");
exit(0);
}
     out_file = fopen("vit.dat", "w");
     facteur = 1. + 0.0025*gasdev(seed);   /* +/- 0.5% avec 2 sigma */
```

```
      while(fgets(ligne, 100, in_file) != NULL) {
 if((ligne[0] == '*') || (ligne[0] == 'T'))
    fprintf(out_file, "%s", ligne);          /* modifie VIT */
 else {
    sscanf(ligne, "%f %f\n", &courant, &tension);
            if(courant == 100000.)  /* ne pas modifier dernier point */
               has1 = courant;
            else
       has1 = courant*(1. + 0.0025*gasdev(seed));
    has2 = tension*facteur;
    fprintf(out_file, "%f %f\n", has1, has2);
    }
 }
      fclose(out_file);

      /* generer le fichier d'entree de METPOM */
      out_file= fopen("metpom_in","w");
      fprintf(out_file,"xxx\nvit.dat\n");
      fprintf(out_file,"%f\n",ce);       /* Ce */
      fprintf(out_file,"%f\n",reh);      /* Reh */
      fprintf(out_file,"%f\n",ch);       /* Ch */
      fprintf(out_file,"%f\n",rha);      /* Rha */
      fprintf(out_file,"\n\n\n\n1\n97.2e3\n\n50\n\n6\n");
      fprintf(out_file,"1.575e6\n\n5\n\n\n\n\n1800\n\n\n");
      fprintf(out_file,"5\n120.e3\n\n\n7200\n\n\n9\n");
      fclose(in_file);
      fclose(out_file);

      /* soumettre le cas a METPOM */
      system("/bin/rm log_met");
      system("/usr/local/bin/metpom < metpom_in > log_met");

      /* extraire du fichier log la temperature finale de l'element */
      system("sed -f script log_met >> resultats");
      }
}
```

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL
3 9334 00290873 7