HAL
open science

Modélisation du régime de préarc dans les fusibles

Steeve Sm Memiaghe

To cite this version:

Steeve Sm Memiaghe. Modélisation du régime de préarc dans les fusibles. Physique des plasmas [physics.plasm-ph]. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2010. Français. NNT : 2010CLF22033 . tel-00719222

HAL Id: tel-00719222

https://theses.hal.science/tel-00719222v1

Submitted on 19 Jul 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Numéro d'Ordre: D.U. 2033

UNIVERSITE BLAISE PASCAL

U.F.R. Sciences et Technologies

ECOLE DOCTORALE DES SCIENCES FONDAMENTALES

N° : 646

THESE

présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR D'UNIVERSITE

Spécialité: Physique des Plasmas

Par

Steeve Alain MEMIAGHE

Diplômé du Master Recherche *Matériaux pour l'Electronique et Ingénierie des Plasmas*

MODELISATION DU REGIME DE PREARC DANS LES FUSIBLES

Soutenue publiquement le 04 Juin 2010, devant la commission d'examen.

Président	: Pierre HENRARD
Rapporteurs	: Stéphane CLAIN
	: Sylvie ROSSIGNOL
Examinateurs	: Pascal ANDRE
	: Noureddine BEN JEMAA
	: William BUSSIERE
	: Jean-Louis GELET
	: David ROCHETTE
Invité	: Thierry RAMBAUD

Mis en page avec la classe thloria.

À feu mon père.
À ma mère et ma grand-mère.

Remerciements

Ce travail a été effectué au sein du Laboratoire Arc Electrique et Plasmas Thermiques (LAEPT) CNRS FRE 3120 de l'Université Blaise Pascal.

J'adresse toute ma reconnaissance au Professeur Pascal ANDRE, pour m'avoir accueilli au sein du laboratoire qu'il dirige et pour avoir assurer la direction de cette Thèse. Son dynamisme et son optimisme à toute épreuve ont été pour moi sources de motivations.

Mes vifs remerciements à M. William BUSSIERE, Maître de Conférences à l'Université d'Auvergne, pour avoir co-dirigé la Thèse. Son soutien, sa confiance et ses conseils m'ont permis de mener à bien mon travail.

Que M. David ROCHETTE, Maître de Conférences à l'Université Blaise Pascal, reçoive mes sincères remerciements pour avoir co-encadré cette Thèse, pour sa disponibilité, sa patience et ses conseils avisés pour le développement des outils numériques ainsi que pour la confiance qu'il a témoignée à mon égard durant ces années.

Tous mes remerciements au Professeur Stéphane CLAIN de l'Institut de Mathématiques de Toulouse, pour le rapport qu'il a effectué de ce travail et pour être venu de loin pour participer au jury.

Je remercie Mme Sylvie ROSSIGNOL, Professeur à l'École Nationale Supérieure de Céramique Industrielle, second rapporteur de ce travail, pour ses remarques pertinentes sur le manuscrit et pour sa participation au jury.

J'aimerais remercier le Professeur Pierre HENRARD de m'avoir fait l'honneur de présider le jury, mais aussi en tant que Directeur de l'École Doctorale des Sciences Fondamentales pour le travail d'accompagnement du Doctorant tout au long de la Thèse.

J'exprime ma gratitude à M. Noureddine BEN JEMAA, Maître de Conférences à l'Université Rennes 1 pour avoir accepté d'être membre du jury de la Thèse.

Je remercie M. Jean-Louis GELET Expert Ingénieur R&D du groupe MERSEN, pour sa participation au jury et aussi pour m'avoir fourni ses notes sur le coefficient de Meyer et pour les discussions fructueuses que j'ai eues avec lui.

Je remercie M. Thierry RAMBAUD Expert Sénior Ingénieur du groupe MERSEN, membre invité du jury, pour l'intérêt qu'il a porté à ce travail.

J'adresse mes remerciements au Professeur Rachid TOUZANI du Laboratoire de Mathématique à Clermont-Ferrand pour son aide dans l'utilisation de la bibliothèque OFELI.

Que MM. André LEFORT et M'hammed ABBAOUI (les Cardinaux du labo), Professeurs à l'Université d'Auvergne, reçoivent mes plus chaleureux et sincères remerciements pour leur

immense générosité et leur entière disponibilité pour les échanges scientifiques que nous avons eus. Je salue cordialement le Professeur Gérard VELLEAUD et M. Zacharie KOALAGA.

Que MM. Patrick ANDRE (à qui je dois toujours plusieurs sacs de courses), Cyril ACHARD et Thierry LATCHIMY, Techniciens et Ingénieur au laboratoire trouvent ici le témoignage de ma reconnaissance pour toute l'aide technique qu'ils m'ont apportée et pour leur sympathie.

J'aimerais personnellement remercier Mme Régine VIEVILLE qui n'a ménagé aucun de ses efforts pour m'accompagner dans toutes mes démarches administratives et pour les jolies fleurs que j'ai reçues le jour de ma soutenance. Un grand merci aussi à Mlle Sandy FERREIRA pour sa gentillesse et sa disponibilité.

« Je voudrais jeter un slam pour ce virus qui, hiver comme été, touche l'ensemble du labo, un virus qu'on appelle "gastro-enté-rires", la prochaine fois j'mettrais ma "Gagood" ». Un grand merci au fan club "Alain du Gagood" : Damien, Sébastien, Ludovic et Thomas et à toutes les personnes avec qui j'ai eu de bons rapports de travail et amicaux : Géraldine, Frédéric, Manu, François (« OSS 7321 : la torche ne répond plus ») et ...Yves.

J'exprime toute ma sympathie à M. Géoffrey BAYARD qui m'a ouvert les portes de sa maison à mon arrivée sur Clermont-Fd et pour m'avoir mis en garde (après une certaine mésaventure vécue) contre l'hiver particulier qui sévit dans cette ville. Je salue chaleureusement Mlle Dorine FOUOSSONG pour son amitié.

Un jour de printemps 2005, j'ai fait la connaissance de personnes qui, de simples amis sont devenus une seconde famille et avec les années des anges gardiens : Emeline Larrieu-Rosina, Erick De Moraes et Richard Adoua, merci pour tout ce que vous m'avez apporté tant sur le plan scientifique que sur le plan humain.

Depuis le "laco" à Nzeng jusqu'à la "Plaza del Ngombi", que de chemins parcourus et d'aventures depuis, merci à vous les gars pour tous ces moments que nous avons partagés : Wilfried, Séraphin, C. Steve, Christian. Salutations à tous mes amis de Rangueil.

Que Camélia ("OM, Droit au but") et son mari Bernard ("Pas Sur de Gagner"), soient remerciés pour leur soutien moral. Leur amour et leur disponibilité malgré mon éloignement ont été d'un très grand reconfort.

Je n'oublie pas l'équipe qui gagne (Quai d'Orsay 2009) : Luc-Luc, sa femme Germanie et tante Françoise, toujours présents dans les grands rendez-vous... ou bien ?

Je souhaite dire merci à tous mes frères et soeurs, Léthycia, Martial... et mes nombreuses mamans : Augustine, Perrine, Odile...et toute ma famille qui m'ont toujours soutenu.

Pour finir je voudrais avoir une pensée pour tous les miens qui n'ont pas pu voir l'aboutissement de ce travail.

Table des matières

Table des figures **1**

Liste des tableaux **9**

Abréviations **11**

Introduction **13**

Chapitre 1 Généralités sur les fusibles **19**

1.1 Introduction 20
1.2 Principe et fonctionnement du fusible 21
1.2.1 Les différentes classes de fusibles 21
1.2.2 Constitution du fusible 24
1.2.3 Régimes de fonctionnement 27
1.3 Grandeurs caractéristiques du fusible et définitions 29
1.3.1 Caractéristiques assignées 29
1.3.2 Autres grandeurs caractéristiques 30
1.3.3 Courant présumé de défaut d'un circuit 31
1.3.4 Contrainte thermique 32
1.3.5 Choix du sable de silice pour l'interruption de l'arc électrique 34
1.4 Description des phénomènes observés lors de la coupure dans un fusible . . 35
1.5 Un troisième régime de fonctionnement ? 37
1.6 Synthèse bibliographique sur la modélisation du régime de préarc 38
1.6.1 Modèles analytiques 39
1.6.2 Modèles TLM ou TNM 39
1.6.3 Modèles de diffusion de la chaleur 42
1.7 Motivations pour la modélisation du régime de préarc dans les fusibles . . . 46

Chapitre 2 Modélisation et traitement numérique du régime de préarc 49
2.1 Introduction 50
2.2 Modèle de géométrie 50
2.3 Modèle électrique et méthode numérique 51
2.3.1 Choix des méthodes numériques 51
2.3.2 Formulation du problème électrique 52
2.3.3 Formulation variationnelle 54
2.3.4 Discrétisation spatiale par éléments finis 54
2.4 Modèle thermique et méthode numérique 59
2.4.1 Formulation en enthalpie 61
2.4.2 Discrétisation en temps 63
2.4.3 Formulation variationnelle 64
2.4.4 Discrétisation spatiale 65
2.5 Méthode numérique pour le calcul des grandeurs énergétiques 69
2.6 Fonctions thermodynamiques et coefficients de transport 70
2.6.1 Enthalpie et température 70
2.6.2 Résistivité électrique et conductivité électrique 71
2.6.3 Conductivité thermique 73
2.7 Outils numériques 73
2.8 Tests numériques 74
2.9 Conclusion 76

Chapitre 3 Simulation des phénomènes thermiques et électriques durant le régime de préarc 77
3.1 Introduction 79
3.2 Caractérisation de l'onde présumée de défaut dans un circuit électrique . . 80
3.2.1 Modèle équivalent d'un circuit électrique 80
3.2.2 Calcul du courant présumé de court-circuit 80
3.3 Simulation des grandeurs thermiques et électriques : influence du facteur de puissance 82
3.3.1 Caractéristiques de l'élément fusible étudié 83
3.3.2 Simulations numériques 84
3.4 Influence des paramètres propres du circuit : comparaison simulation et expérience 91
3.4.1 La station de puissance alternative 100 kVA du LAEPT 91

3.4.2 Circuit en charge résistive $cos\varphi \sim 0,9$ 94
3.4.3 Circuit en charge inductive $cos\varphi \sim 0,1$ 99
3.4.4 Influence de l'angle électrique 103
3.5 Simulation des grandeurs thermiques et électriques : valeur particulière de l'angle d'enclenchement 105
3.5.1 Distribution des isothermes de température dans l'élément fusible . 106
3.5.2 Température et enthalpie dans l'élément 107
3.5.3 Distribution de la densité de courant dans l'élément 113
3.5.4 Distribution du potentiel électrique dans l'élément 114
3.5.5 Résistance électrique et tension aux bornes du fusible 115
3.6 Influence des configurations géométriques 116
3.6.1 Variation de la forme de la section réduite : cas des géométries circulaire, trapézoïdale et rectangulaire 117
3.6.2 Variation de la longueur de la section réduite : exemple de la géométrie rectangulaire 119
3.6.3 Variation de l'angle géométrique de la section réduite : exemple de la géométrie trapézoïdale 120
3.7 Conclusion 122

Chapitre 4 Etude du régime de préarc en forte surcharge : le problème adiabatique 125
4.1 Problématique industrielle 126
4.2 Hypothèses du problème adiabatique 127
4.2.1 Mise en oeuvre théorique 127
4.2.2 Ecriture généralisée du problème adiabatique : prise en compte des processus thermiques durant le préarc 129
4.3 Modélisation de l'échauffement adiabatique dans les fusibles 131
4.3.1 Modèle analytique - durée virtuelle 132
4.3.2 Modèle adiabatique 133
4.3.3 Notion de droite adiabatique 134
4.4 Comparaison des modèles adiabatique, Meyer théorique et Meyer empirique 138
4.4.1 Durée du préarc évaluée à la fin de la fusion 140
4.4.2 Durée du préarc évaluée au début de la vaporisation 142
4.4.3 Durée du préarc évaluée à la fin de la vaporisation 144
4.5 Conclusion 147

Chapitre 5 Simulations numériques 3D du régime de préarc **151**
5.1 Introduction 152
5.2 Modélisations thermique et électrique 153
5.3 Simulations numériques 157
5.3.1 Transfert adiabatique : comparaison 2D/3D 157
5.3.2 Transfert non adiabatique : temps de préarc longs 161
5.3.3 Echanges thermiques entre l'élément fusible et le milieu poreux . . . 169
5.4 Conclusion 174

Conclusion et perspectives **177**

Bibliographie **181**

Annexes **189**

Annexe A Equations de Maxwell stationnaires **191**

Annexe B Propriétés thermodynamiques et coefficients de transport de l'argent **193**
B.1 Enthalpie 193
B.2 Température 194
B.3 Conductivité thermique 194
B.4 Conductivité électrique 194

Annexe C Calcul théorique du coefficient de Meyer **197**
C.1 Echauffement jusqu'à la température de fusion 197
C.2 Changement d'état solide-liquide à la température de fusion 199
C.3 Echauffement entre la fin de la fusion et le début de la vaporisation 200
C.4 Changement d'état liquide-vapeur à la température de vaporisation 201

Annexe D Constantes physiques de l'argent et de la silice **203**
D.1 Constantes physiques de l'argent 203
D.2 Constantes physiques de la silice 204

Annexe E Valorisation du travail de Thèse **205**

Table des figures

1.1 *Exemple de fusible haute tension fabriqué par la société Ferraz-Shawmut.* . 21
1.2 *Fusible basse tension de la société Hager.* 22
1.3 *Exemple de fusible miniature pour voiture.* 22
1.4 *Fusible à expulsion [BOU 02].* 23
1.5 *Fusible limiteur de courant [FER 74].* 23
1.6 *Formes et structures d'éléments fusibles provenant de différents constructeurs [WRI 04].* 24
1.7 *Fulgurite formée dans un fusible moyenne tension après fonctionnement [BUS 06].* 26
1.8 *Illustration des deux régimes de fonctionnement à partir de la courbe d'évolution du courant dans le fusible [FER 74].* 28
1.9 *Exemple de caractéristiques temps-courant de fusible basse tension de type Ferrule gG 690 V fabriqué par Ferraz-Shawmut.* 28
1.10 *Illustration du principe de coupure du fusible à partir d'un schéma électrique équivalent (a) et des valeurs maximales du courant coupé limité (b). (a) :* U *représente la tension du réseau,* u *la tension d'arc et* I *le courant dans le fusible ; (b) : les valeurs maximales du courant coupé limité sont données pour différentes valeurs du courant nominal.* 32
1.11 *Caractéristiques des contraintes thermiques de préarc et de fonctionnement en fonction du courant nominal pour un fusible de type Ferrule gG 690 V de Ferraz-Shawmut [FER 07].* 33
1.12 *Illustration des mécanismes physiques durant le régime de préarc : fonctionnement normal* (I_N) *et apparition du courant de défaut (I).* 35
1.13 *Illustration des mécanismes physiques durant le régime d'arc.* 36
1.14 *Schéma thermique équivalent d'un fusible décrit par [MEL 99].* 40
1.15 *Exemple de modèle RC tridimensionnel défini par [BEA 95]. Les grandeurs représentées correspondent à différents phénomènes : électrique* (R, J, C)*, thermique* (R_{th}, J_{th}, C_{th}) *ou de diffusion de matière* ($R_{diff}, J_{diff}, C_{diff}$). . . 41

1.16 *Profil de la température d'un élément fusible obtenu par [BEA 95].* 42
1.17 *Exemple de maillage par différences finies d'un quart de la section réduite d'un fusible (a) et profil de la température (b) obtenu par [LEA 73].* 43

2.1 *Exemple de géométrie d'un élément fusible de type industriel en deux dimensions.* 51
2.2 *Exemple de maillage bidimensionnel du domaine* Ω. 55
2.3 *Illustration de la valeur prise par les fonctions d'interpolation* N_i *aux nœuds. Exemple au nœud* 1 *d'un élément triangulaire à 3 nœuds.* 57
2.4 *Illustration de la valeur prise par le potentiel sur chaque nœud :* (V_1, V_2, V_3) *et de la valeur prise par le potentiel dans l'élément* $V^e(x, y)$. 58
2.5 *Illustration de la valeur prise par la température sur chaque nœud :* $(T_1(t), T_2(t), T_3(t))$ *et de la valeur prise par la température* $T^e(x, y; t)$ *dans un élément triangulaire à 3 nœuds à un instant donné.* 67
2.6 *Courbe de l'enthalpie en fonction de la température pour l'argent [BAH 95].* 70
2.7 *Courbe de la température en fonction de l'enthalpie pour l'argent obtenue par [BAH 95] et par calcul analytique.* 71
2.8 *Résistivité électrique de l'argent en fonction de la température [MAT 79].* . 71
2.9 *Conductivité électrique de l'argent en fonction de la température. Comparaison de différentes sources bibliographiques :* □ *Cagran [CAG 06],* ○ *Matula [MAT 79] et* ▷ *Wiedemann-Franz [BRE 05].* 72
2.10 *Conductivité thermique de l'argent en fonction de la température [TOU 70].* 73
2.11 *Sensibilité de la température à la discrétisation spatiale.* 74
2.12 *Sensibilité de la température à la discrétisation temporelle.* 75
2.13 *Algorithme itératif de la résolution numérique du problème couplé électrique et thermique.* 76

3.1 *Schéma de principe d'une distribution d'énergie électrique lors de l'apparition d'un défaut de type court-cicruit.* 80
3.2 *Allures de la tension source et du courant présumé simulés sur une durée de 80 ms pour deux cas distincts du rapport* L/R *:* L/R *faible dans le cas (a) et* L/R *grand dans le cas (b).* 82
3.3 *Géométrie de l'élément fusible de type industriel à section réduite circulaire :* $L' = 32,2\ mm$, $L'' = 1,66\ mm$, $l = 1\ mm$, $l'' = 0,5\ mm$. 83
3.4 *Maillage non-structuré de l'élément fusible et de sa section réduite. Les mailles de la section réduite sont plus fines.* 83
3.5 *Simulation de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 85

3.6 *Evolution de la température au centre de l'élément durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 86
3.7 *Evolution de l'enthalpie au centre de l'élément durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 87
3.8 *Distribution de la température le long de l'élément à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 87
3.9 *Distribution du potentiel électrique le long de l'élément à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 88
3.10 *Distribution de la densité de courant le long de l'élément à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 89
3.11 *Evolution de l'effet Joule au centre de l'élément durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 90
3.12 *Evolution de la résistance électrique du fusible durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 90
3.13 *Evolution de l'énergie Joule dissipée durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.* 91
3.14 *Schématisation de la station 100 kVA du LAEPT [BUS 06].* 91
3.15 *Comparaison des courbes de tension source et du courant fusible dans le cas résistif (— : tension simulée ; ■ :tension mesurée ; ... :courant simulé ; • : courant mesuré ; × temps de préarc mesuré).* 96
3.16 *Température et énergie dissipée dans le cas résistif (— : température simulée ; - - - : énergie dissipée ; • température équivalente au temps de préarc mesuré).* 98
3.17 *Comparaison des courbes de tension source et courant fusible dans le cas d'un circuit inductif (— : tension simulée ; ■ :tension mesurée ; ... :courant simulé ; • : courant mesuré ; × temps de préarc mesuré).* 101
3.18 *Température et énergie dissipée dans le cas inductif (— : température simulée ; - - - : énergie dissipée ; • température équivalente au temps de préarc mesuré).* 102
3.19 *Temps de préarc en fonction de l'angle électrique obtenu par simulation (a) et par expérience (b) (■, • : temps de préarc obtenu lors de la première demi-alternance ; □, ○ : temps de préarc obtenu lors de la deuxième demi-alternance).* 104
3.20 *Simulation de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc.* 105
3.21 *Isothermes de la température à la fin du régime de préarc.* 106

3.22 *Distribution longitudinale de la température dans l'élément à la fin du régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. 107

3.23 *Evolution de la température (a) et de l'enthalpie (b) durant le régime de préarc. Simulations de la température et de l'enthalpie au centre du fusible (x= 33 mm ; y= 0,5 mm). Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. 110

3.24 *Evolution de l'effet Joule au centre de l'élément durant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. 111

3.25 *Evolution de la contrainte thermique et de l'énergie dissipée dans l'élément durant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. 112

3.26 *Isovaleurs de la densité de courant à la fin du régime de préarc.* 113

3.27 *Distribution longitudinale de la densité de courant dans l'élément fusible à la fin du régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. 114

3.28 *Distribution du potentiel électrique dans l'élément fusible obtenue à différents instants pendant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. . 114

3.29 *Evolutions de la résistance électrique et de la tension aux bornes du fusible durant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104\ ^{\circ}$. 115

3.30 *Géométries et dimensions d'éléments fusibles industriels de sections réduites variables : circulaire (a), trapézoïdale (b) et rectangulaire (c).* 116

3.31 *Variation de la durée de préarc en fonction du courant pour trois formes d'encoches : circulaire, trapézoïdale et rectangulaire.* 117

3.32 *Variations de la durée de préarc en fonction du courant pour différentes longueurs d'encoches. Cas d'une encoche rectangulaire.* 119

3.33 *Géométrie d'un élément fusible industriel ayant une section réduite trapézoïdale.* 120

3.34 *Variation de la durée de préarc en fonction de l'angle géométrique d'un ruban fusible à section réduite trapézoïdale.* 121

3.35 *Distributions de la température suivant la longueur du fusible pour différentes valeurs de l'angle géométrique d'un ruban fusible à section réduite trapézoïdale.* 122

4.1 *Exemple de caractéristiques temps-courant de fusibles moyenne tension Merlin Gerin [MER 07].* 132

4.2 *Formes géométriques des éléments fusibles à deux demi-encoches utilisés : (a) encoches circulaires (L"= 1,66 mm, l'= 0,5 mm, e=0,105 mm), (b) encoches trapézoïdales (L"= 2 mm, l'=0,95 mm, e=0,105 mm).* 135

4.3 *Simulation numérique de la courbe de diffusion (◯) et de la courbe adiabatique (□) pour un fusible à encoches circulaires.* 136

4.4 *Simulation numérique de la courbe de diffusion (◯) et de la courbe adiabatique (□) pour un fusible à encoches trapézoïdales.* 137

4.5 *Comparaison des courbes de temps de préarc obtenues par simulation (□), modèle de Meyer empirique (◯) et théorique (△) pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coefficient de Meyer théorique sont évalués à la fin de la fusion.* . 140

4.6 *Comparaison des droites adiabatiques obtenues par simulation (□), modèle de Meyer empirique (◯) et théorique (△) pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coefficient de Meyer théorique sont évalués à la température de vaporisation.* 143

4.7 *Comparaison des courbes de préarc obtenues par simulation (□), modèle de Meyer empirique (◯) et théorique (△) pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coefficient de Meyer théorique sont évalués à la fin de la vaporisation.* . . . 145

5.1 *Modèles et expressions du calcul de la conductivité thermique effective d'un milieu poreux [KAV 95].* 156

5.2 *Evolutions des émissivités sphérique et normale de l'argent en fonction de* $\sqrt{\frac{T}{\sigma}}$ *[RAM 77], [ROH 98].* 157

5.3 *Dimensions géométriques de l'élément fusible : vue en 2D (z=0).* 158

5.4 *Maillage 3D de la géométrie de l'élément fusible de forme circulaire : 5994 noeuds et 30598 éléments tétraédriques ; coupes transversales à l'axe des x : (a), à l'axe des y : (b) et à l'axe des z : (c).* 158

5.5 *Evolution de la température au centre de l'élément durant le régime de préarc :◯ 2D, — 3D.* 159

5.6 *Distribution longitudinale de la température dans l'élément à la fin du régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.* 159

5.7 *Evolution de la résistance de l'élément durant le régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.* 160

5.8 *Evolution de l'effet Joule au centre de l'élément durant le régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.* 160

5.9 *Distribution longitudinale du potentiel électrique dans l'élément à la fin du régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.* 161

5.10 *Géométrie d'un élément fusible à section réduite trapézoïdale.* 161

5.11 *Maillage d'un élément fusible à section réduite trapézoïdale : 7098 noeuds et 35764 éléments tétraédriques. Coupes transversales à l'axe des x : (a), à l'axe des y : (b) et à l'axe des z : (c).* 162

5.12 *Evolutions de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc : simulation avec Neumann homogène □ v_{source} ◯ i_f et simulation avec Neumann non homogène —v_{source} - - -i_f.* 163

5.13 *Evolutions de la température et de l'enthalpie simulées au centre du fusible durant le régime de préarc : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.* 165

5.14 *Evolutions de l'effet Joule calculé au centre du fusible durant le régime de préarc : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.* 166

5.15 *Evolutions de la tension aux bornes du fusible et de la résistance électrique durant le régime de préarc : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.* 167

5.16 *Evolutions de la distribution du potentiel électrique aux bornes du fusible : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.* 168

5.17 *Géométrie d'un élément fusible de type industriel entouré de sable de silice. Les dimensions de l'élément et du milieu poreux sont* $L = L_P = 10\ mm$, $l = l_P = 2,5\ mm$, $l' = 0,5\ mm$, $e = 0,105\ mm$ *et* $e_P = 0,5\ mm$. *L'épaisseur* e_P *définie pour le milieu poreux correspond à la taille moyenne des grains obtenus dans la réalité (*$400\ \mu m$*).* 169

5.18 *Maillage d'un élément fusible entouré de sable de silice. Maillage non-structuré composé de 17900 noeuds et 107066 éléments tétraédriques.* . . . 170

5.19 *Evolutions de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc. Comparaison expérience et modèles :* ■ v_{source} □ i_f *(expérience) ;* ▲ v_{source} △ i_f *(modèle 2D Ag) ;* • v_{source} ○ i_f *(modèle 3D Ag) ;* × v_{source} + i_f *(modèle 3D* $AgSiO_2$*).* 171

5.20 *Distribution de la densité de courant à l'intérieur du fusible à la fin du préarc.* 172

5.21 *Distribution de la température à l'intérieur du fusible à la fin du préarc.* . . 172

5.22 *Evolutions des températures au centre de l'élément fusible et dans le milieu poreux durant le régime de préarc :* $\times$ $z = 50$ μm *;* $\blacklozenge$ $z = 200$ μm *;* $\blacksquare$ $z = 300$ μm *;* $\lozenge$ $z = 400$ μm. 173
5.23 *Evolutions des températures au centre de l'élément fusible durant le régime de préarc. Comparaison expérience et modèles :* $\blacksquare$ *temps de préarc expérimental reporté sur les courbes de températures simulées ;* $\triangle$ *modèle 2D Ag ;* $\circ$ *modèle 3D Ag ;* $\times$ *modèle 3D* $AgSiO_2$. 173
5.24 *Evolution de la contrainte thermique du fusible durant le régime de préarc. Comparaison expérience et modèles :* $\square$ *expérience ;* $\triangle$ *modèle 2D Ag ;* $\circ$ *modèle 3D Ag ;* $+$ *modèle 3D* $AgSiO_2$. 174

Liste des tableaux

1.1 *Classification des types de fusibles. Signification des symboles : HPC = Haut Pouvoir de Coupure, HBC = High Breaking Capacity, LV = Low Voltage [WRI 04].* 22

1.2 *Influence de la nature de la matière de remplissage sur les caractéristiques de coupure d'un fusible de type H.B.C. [SAQ 99].* 34

1.3 *Analogie entre grandeurs électriques et thermiques définie par [HOF 03].* . . 40

1.4 *Synthèse bibliographique sur les modèles d'études du régime de préarc dans les fusibles.* 45

2.1 *Résultats de la sensibilité spatiale sur le temps de préarc avec un pas de temps constant.* 74

2.2 *Résultats de la sensibilité temporelle sur le temps de préarc avec un pas d'espace constant.* 75

3.1 *Valeurs caractéristiques de la charge du circuit utilisées pour simuler les conditions de coupure proches des conditions industriels.* 84

3.2 *Valeurs du facteur de puissance nominal et valeurs mesurées par l'expérience. Les valeurs du facteur de puissance utilisées dans la simulation sont identiques aux valeurs expérimentales.* 94

3.3 *Valeurs de l'angle d'enclenchement nominal, mesurées par l'expérience et utilisées par la simulation. Les valeurs utilisées dans la simulation sont prises identiques aux valeurs nominales.* 94

3.4 *Comparaison des durées de préarc entre la simulation et l'expérience dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie circulaire.* 103

3.5 *Temps de préarc obtenus en fonction du courant sur les trois types de géométries.* 117

3.6 *Caractéristiques géométriques de la section réduite et valeur du courant électrique utilisées pour les simulations.* 120

4.1 *Comparaisons et écarts relatifs des durées de préarc entre la diffusion et l'adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie circulaire.* 136
4.2 *Comparaisons et écarts relatifs des durées de préarc entre la diffusion et l'adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale.* . . . 138
4.3 *Méthodes de calcul utilisées et hypothèses pour l'évaluation du temps de préarc.* . . . 139
4.4 *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie circulaire : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique* K_M *et théorique* $K_{théo}$. . . . 141
4.5 *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique* K_M *et théorique* $K_{théo}$. . . . 142
4.6 *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie circulaire : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique* K_M *et théorique* $K_{théo}$. . . . 144
4.7 *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique* K_M *et théorique* $K_{théo}$. . . . 144
4.8 *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie circulaire : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique* K_M *et théorique* $K_{théo}$. . . . 146
4.9 *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique* K_M *et théorique* $K_{théo}$. 146

5.1 *Paramètres imposés pour les simulations.* . . . 163
5.2 *Paramètres imposés pour les simulations et identiques aux valeurs expérimentales.* . . . 170

B.1 *Processus thermiques et valeurs caractéristiques de l'enthalpie et de la température.* . . . 193

D.1 *Constantes physique, thermique et électrique de l'argent* Ag *(*T_{ref} *= 293 K).* 203
D.2 *Constantes physique, thermique et électrique de la silice cristalline* SiO_2 *(*T_{ref} *= 293 K).* . . . 204

Abréviations

BT	Basse Tension
LV	Low Voltage
MT	Moyenne Tension
HT	Haute Tension
HPC	Haut Pouvoir de Coupure
HBC	High Breaking Capacity
IEC	International Electrotechnical Commission
CEI	Commission Electrotechnique Internationale
PdC	Pouvoir de Coupure
TTR	Tension Transitoire de Rétablissement
TNM	Thermal Network Modeling
TLM	Transmission Line Modeling

Introduction

Les fusibles sont des appareillages qui protègent les équipements et installations électriques ainsi que les personnes, contre tout type de courants de défaut pouvant intervenir sur les réseaux de transmission et de distribution d'électricité. Ils interviennent sur une grande partie du chemin parcouru par l'électricité, des centrales de production aux utilisateurs finaux (sociétés de distribution, grands consommateurs industriels et particuliers).

Les fusibles agissent aussi bien contre les faibles courants de défaut que les forts courants dont ils limitent la valeur crête. Les fusibles peuvent intervenir seuls ou être associés à d'autres dispositifs de protection. Ces derniers pouvant être des relais de protection thermique en cas d'une surintensité prolongée, des sectionneurs ou des disjoncteurs. L'association des fusibles avec ces dispositifs de protection constitue des combinés capables de protéger en cas de durée trop prolongée d'un courant défaut.

Les premiers fusibles étaient constitués de deux électrodes et d'un simple fil métallique [WRI 04], [MUR 05a]. Les besoins en énergie dans les grands réseaux de distribution et à des gammes de tensions importantes (et donc des défauts pouvant occasionner des accidents graves) ont fortement augmenté depuis des décennies. Pour le transport et la distribution de cette énergie jusqu'à l'utilisateur final, la conception des fusibles, qui prend en compte les besoins associés à la protection des réseaux, a elle aussi évolué notamment avec l'ajout d'une cavité protectrice et d'un isolant sous forme minérale. La construction actuelle des fusibles (utilisés pour des valeurs élevées de tension) est généralisée par une structure de base qui comprend les éléments principaux suivants : un fil ou un ruban métallique de dimensions et de formes géométriques variables et muni d'une ou plusieurs zones d'étranglements, une enveloppe rigide contenant un isolant minéral et deux électrodes assurant la connexion avec le reste du circuit [FER 74]. L'insertion de zones d'étranglements aussi appelées encoches et l'utilisation d'isolant granulaire tel que le sable de silice dans la conception des fusibles, permettent aujourd'hui d'adapter le fusible à différents types et niveaux de protection [BOU 02].

Les fusibles ont toutefois conservé un principe de fonctionnement simple, en régime normal le fusible assure le rôle de conduction du courant électrique, sa résistance électrique est faible. Lorsqu'apparaît un courant anormalement élevé le fusible assure le rôle de coupure du défaut électrique, sa résistance passe ainsi d'une valeur négligeable à une valeur très importante. Dans ce cas le fonctionnement du fusible se caractérise par deux régimes distincts : un régime de préarc durant lequel une augmentation de température due au passage du courant de défaut est observée au niveau des restrictions dont la résistance ohmique est élevée. Cette augmentation de température conduit d'abord à la fusion, puis à la vaporisation et enfin à la séparation des restrictions. Lors de la séparation des restrictions apparaît un arc électrique qui va interagir avec l'isolant minéral et s'allonger jusqu'à ce que la tension du réseau soit insuffisante pour le maintenir. L'arc s'éteint alors (retour à zéro du courant). Ce fonctionnement bien que simple est difficile à décrire à cause de la simultanéité des mécanismes complexes conduisant à l'apparition de l'arc électrique (régime de préarc), mais aussi lors du développement de cet arc électrique et de son extinction (régime d'arc). Cette complexité découle de l'interaction entre plusieurs phénomènes majeurs de natures différentes : électrique, thermique et mécanique ; ce qui au premier abord, rend difficile la description du fonctionnement du fusible dans sa globalité.

Les études réalisées pour la compréhension des phénomènes qui gouvernent le fonctionnement du fusible ont été effectuées de plusieurs façons,

1) approche expérimentale : mesures de l'évolution des grandeurs physiques durant la coupure d'un courant de défaut,
2) approche semi-empirique : modélisation basée sur l'interprétation des phénomènes observés durant le fonctionnement du fusible,
3) approche théorique et/ou numérique : accès à l'évolution des grandeurs physiques par simulation numérique.

Concernant l'approche théorique il n'existe pas actuellement de modèles non empiriques décrivant le fonctionnement du fusible, de l'apparition du défaut électrique jusqu'à son interruption. Cependant différents travaux de modélisation ont été menés en séparant les deux principaux régimes de fonctionnement :

- plusieurs études numériques du régime de préarc ont été réalisées par [LEA 73], [WIL 75], [AGA 87], [GAR 98] et [KAW 00]. Les modèles utilisés décrivent principalement le transfert thermique, notamment l'évolution de température dans un élément fusible ;
- la modélisation du régime d'arc faite par [WRI 76] et [DAA 83] utilise des modèles expérimentaux faisant intervenir un certain nombre de paramètres arbitraires pour

décrire l'évolution de grandeurs électriques (courant et tension).

Dans les nombreuses publications ayant trait à l'étude du régime de préarc, la durée du phénomène est souvent assimilée à la durée nécessaire pour atteindre la fusion de l'élément fusible. Cela tient d'abord au faible écart souvent observé entre la durée permettant la fusion du fusible et la durée nécessaire pour atteindre la température de vaporisation, puis au manque de données disponibles sur les paramètres thermo-physiques des matériaux utilisés (au delà de leur température de fusion). Une autre difficulté majeure reste la description physique du pont fondu résultant de la fusion du matériau, ainsi les phénomènes qui surviennent après la fusion ne sont pas pris en compte. La conséquence directe de cette "non prise en compte" est observée sur la durée du régime de préarc comparativement aux caractéristiques temps de préarc-courant fournies par les fabricants de fusibles.

La modélisation de l'isolant minéral qui se présente sous la forme de sable de silice est complexe, notamment la description de l'empilement des grains et ses propriétés morphométriques (granulométrie moyenne et masse volumique compactée). De plus, si le sable de silice est un bon isolant électrique, il reste avec la lame fusible le composant qui dissipe la chaleur émise par du passage du courant électrique. Le sable de silice participe donc à l'équilibre thermique dans le fusible en condition normale de fonctionnement. Peu de modèles cependant décrivent et/ou prennent en compte dans la modélisation des transferts thermiques observés lors du fonctionnement du fusible, le rôle du sable de remplissage. Les travaux de [BUS 01] et de [ROC 04a] ont mis en avant ce rôle notamment lors de l'interaction ("quenching") de grains de sable avec l'arc électrique.

Modéliser le régime de préarc doit permettre d'identifier et d'analyser l'ensemble des mécanismes qui concourent à la création de l'arc électrique. Cette modélisation a pour but de poser les hypothèses de base et d'obtenir les données sources pour la modélisation du régime d'arc. Le but recherché étant l'élaboration d'un modèle complet du fonctionnement d'un fusible.

Ce travail, effectué au Laboratoire Arc Electrique et Plasmas Thermiques (LAEPT) de l'Université Blaise Pascal, propose d'étudier numériquement les phénomènes physiques, thermiques et électriques conduisant à la création d'un arc électrique dans un fusible. La configuration géométrique imposée est un ruban d'argent de type industriel, muni d'une ou de plusieurs sections réduites de formes et de géométries différentes.

Le **Premier Chapitre** expose quelques généralités sur les fusibles, les différents types

de fusibles, la classe à laquelle ils appartiennent et leur conception de base. La terminologie employée et les définitions des caractéristiques de fonctionnement du fusible sont également présentées. Ce chapitre se termine par la description des phénomènes physiques permettant de modéliser et de simuler le régime de préarc dans les fusibles.

Le **Chapitre 2** présente un modèle mathématique 2D permettant l'étude du régime de préarc dans un fusible de type industriel. Le modèle est basé sur l'équation de la chaleur écrite sous forme enthalpique en couplant les problèmes thermique et électrique. Les méthodes de discrétisations spatiale - méthode des éléments finis - et temporelle - schéma de Chernoff- et d'intégration numérique sont présentées. L'étude de l'échauffement produit dans un élément fusible soumis à un courant de défaut permet d'obtenir les grandeurs électriques et thermiques caractéristiques des phénomènes observés durant le régime de préarc.

Le **Chapitre 3** est consacré à la simulation du régime de préarc dans un élément fusible. Les simulations sont réalisées à partir du modèle défini au chapitre 2, avec pour hypothèse principale la conduction thermique dans l'élément comme unique mode de perte de chaleur. Une comparaison des grandeurs électriques sources obtenues par la simulation avec celles obtenues par l'expérience est réalisée. Nous comparons ainsi le courant de défaut simulé au courant de défaut mesuré. Ensuite nous nous intéressons aux paramètres qui influencent la durée du régime de préarc. Ces paramètres sont de type :

- électrique, à travers la caractéristique du courant de défaut,
- thermique, par la dépendance des propriétés physiques avec la température,
- géométrique : dimensions de l'élément fusible et des sections réduites.

Pour tester la validité du modèle, nous comparons les durées de préarc expérimentale et simulée.

Le **Chapitre 4** traite du comportement du fusible lorsque celui-ci est soumis aux forts courants et que les pertes thermiques sont négligeables. Le fonctionnement du fusible est dit adiabatique. Les hypothèses qui soutiennent ce type de fonctionnement sont présentées. Un modèle adiabatique est utilisé pour décrire le régime de préarc dans deux éléments fusibles de type industriel et pour obtenir la durée correspondante du régime de préarc. Ce modèle adiabatique est ensuite confronté à deux modèles empirique et théorique permettant eux aussi de prédire la durée du régime de préarc en adiabatique.

Le **Chapitre 5** aborde la simulation du régime de préarc en utilisant la modélisation 3D. De nouveaux termes de dissipation thermique sont introduits tels que les transferts

thermiques par conduction et par rayonnement de l'élément fusible vers son milieu environnant. Les propriétés physiques du milieu poreux y sont décrites. Une comparaison entre résultats des modèles 2D et 3D est effectuée pour valider les résultats obtenus. L'influence du transfert thermique vers l'environnement est étudiée par l'intermédiaire de simulations des temps de préarc longs. Enfin nous intégrons le transfert thermique de la lame fusible vers le milieu poreux pour une valeur typique de porosité d'un fusible industriel.

Chapitre 1

Généralités sur les fusibles

Sommaire

1.1 Introduction **20**

1.2 Principe et fonctionnement du fusible **21**

1.2.1 Les différentes classes de fusibles 21

1.2.2 Constitution du fusible 24

1.2.3 Régimes de fonctionnement 27

1.3 Grandeurs caractéristiques du fusible et définitions **29**

1.3.1 Caractéristiques assignées 29

1.3.2 Autres grandeurs caractéristiques 30

1.3.3 Courant présumé de défaut d'un circuit 31

1.3.4 Contrainte thermique 32

1.3.5 Choix du sable de silice pour l'interruption de l'arc électrique . 34

1.4 Description des phénomènes observés lors de la coupure dans un fusible **35**

1.5 Un troisième régime de fonctionnement ? **37**

1.6 Synthèse bibliographique sur la modélisation du régime de préarc . **38**

1.6.1 Modèles analytiques 39

1.6.2 Modèles TLM ou TNM 39

1.6.3 Modèles de diffusion de la chaleur 42

1.7 Motivations pour la modélisation du régime de préarc dans les fusibles **46**

1.1 Introduction

Le rôle d'un fusible est de protéger, par interruption d'un courant anormalement élevé, les dispositifs de distribution de l'électricité et les équipements électriques tels que :

- les réseaux électriques industriel, publique et résidentiel,
- les récepteurs d'énergie électrique (transformateurs, moteurs, banc de condensateurs..).

L'action du fusible contre les surintensités s'étend à la protection des personnes qui utilisent ces équipements électriques.

Les fusibles permettent l'ouverture d'un circuit parcouru par une surintensité pendant un intervalle de temps donné. L'interruption du courant est obtenue par la fusion, puis la vaporisation d'un conducteur métallique et surtout la création et le développement d'un arc électrique de résistance très élevée qui va forcer l'annulation du courant.

Les fusibles sont très répandus dans les domaines basse (BT) et moyenne (MT) tension parce qu'ils offrent des caractéristiques de coupure plus intéressantes que d'autres appareillages parmi lesquelles :

- la limitation du courant, en effet les fusibles possèdent un pouvoir de limitation très important ce qui a pour effet de limiter les efforts électrodynamiques et thermiques sur les autres composants situés en aval du circuit ;
- la rapidité de la coupure, celle-ci est généralement observée en moins d'une période (sauf pour des faibles surcharges qui correspondent à des valeurs de courants inférieures à 6 fois le courant d'utilisation prescrit par les constructeurs) ;
- leur conception simple et le coût de fabrication ;
- la faible maintenance nécessaire car les fusibles doivent être remplacés après la coupure d'un défaut.

La durée de vie du fusible dépend des variations de température des éléments fusibles causées par des surcharges de courant plus ou moins fréquentes. Certains fabricants [MUR 05b] prévoient qu'un fusible BT utilisé pour la protection de semi-conducteurs supporte jusqu'à 100 000 surcharges répétitives pour un fusible fonctionnant seul et entre 100 et 150 surcharges occasionnelles pour un fusible couplé à un autre dispositif de protection. Dans la littérature certains auteurs [MEN 95], [WIL 99] et [GEL 03] ont établi la durée de vie des fusibles à partir de lois statistiques. L'ensemble de ces lois statistiques est de la forme :

$$N = a_0 T^k, \tag{1.1}$$

où N est le nombre maximal d'impulsions de courant que peut supporter le fusible, T l'élévation moyenne de la température, a_0 et k sont des constantes.

1.2 Principe et fonctionnement du fusible

Comme la plupart des dispositifs de protection électrique, les fusibles sont soumis de par leur conception et leur fonctionnement à des tests sévères et parfaitement contrôlés [CEI 282]. Les organismes de normalisation recommandent pour une utilisation efficace et en toute sécurité un certain nombre de paramètres qui s'appliquent aux fusibles.

1.2.1 Les différentes classes de fusibles

Il existe plusieurs grandes familles de fusibles qui peuvent être classées selon le niveau de tension pour lequel ils sont utilisés, la structure ou le type de fonctionnement.

1.2.1.1 Dénomination par niveau de tension

Les familles de fusibles sont classées par la Commission Electrotechnique Internationale (CEI ou IEC en anglais) qui est la principale organisation internationale qui prépare et publie les normes internationales dans les domaines de l'électricité, de l'électronique et des technologies connexes. La CEI définit 3 grandes familles de fusibles.

• *Fusibles haute tension* [CEI 282], destinés à une utilisation intérieure ou extérieure sur des réseaux à courant alternatif 50 Hz ou 60 Hz et dont les tensions assignées sont strictement supérieures à 1000 V.

FIG. 1.1 – *Exemple de fusible haute tension fabriqué par la société Ferraz-Shawmut.*

• *Fusibles basse tension* [CEI 269], ces fusibles sont utilisés pour la protection des circuits à courant alternatif à fréquence industrielle dont la tension nominale ne dépasse pas la valeur 1000 V, ou pour des circuits à courant continu dont la tension nominale ne dépasse pas 1500 V.

FIG. 1.2 – *Fusible basse tension de la société Hager.*

• *Fusibles miniatures* [CEI 127], utilisés pour la protection d'appareils électriques, de matériels électroniques et de leurs constituants. Les fusibles miniatures sont destinés normalement à être utilisés à l'intérieur.

FIG. 1.3 – *Exemple de fusible miniature pour voiture.*

Désignation	Symboles	Tensions nominales	Normes
Fusible haute tension	HPC (HBC)	> 1 kV AC	IEC 60282
Fusible basse tension	LV	< 1 kV AC	IEC 60269
Fusible miniature	- - -	- - -	IEC 60127

TAB. 1.1 – *Classification des types de fusibles. Signification des symboles : HPC = Haut Pouvoir de Coupure, HBC = High Breaking Capacity, LV = Low Voltage [WRI 04].*

1.2.1.2 Dénomination par structure

Il existe aussi plusieurs dénominations de fusibles qui dépendent de la structure : fusibles partiellement enfermés, fusibles à expulsion et fusibles liquides. En moyenne tension par exemple, les fusibles utilisés appartiennent à deux chapitres d'une même norme :

CEI 282-2 : Fusibles à expulsion (figure 1.4) et de type similaire,

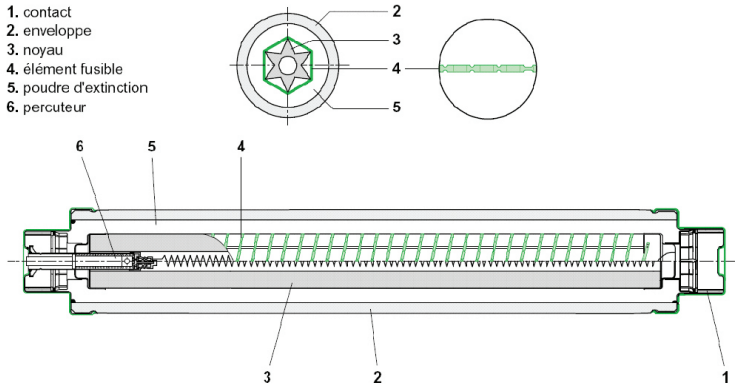


FIG. 1.4 – *Fusible à expulsion [BOU 02].*

CEI 282-1 : Fusibles limiteurs de courant (figure 1.5) à fusion enfermée,

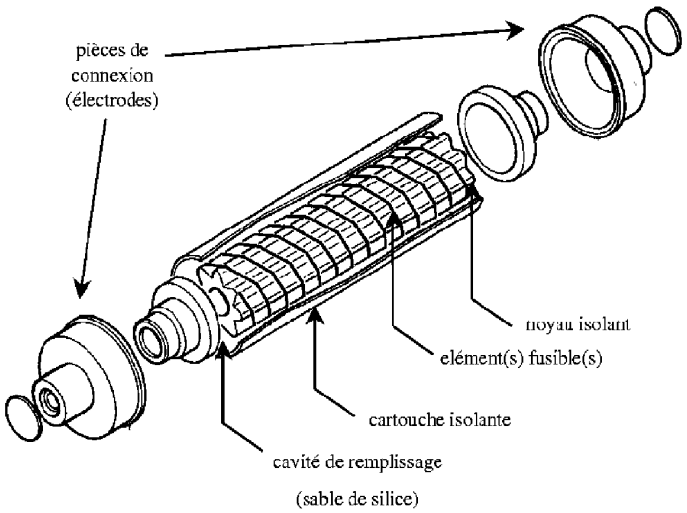


FIG. 1.5 – *Fusible limiteur de courant [FER 74].*

1.2.1.3 Dénomination par fonctionnement

En plus des dénominations précédentes, deux termes généraux sont employés pour la description des fusibles :

- fusibles associés, pour lesquels une association avec un autre dispositif de protection est nécessaire car le fusible ne peut interrompre seul les courants de défaut de longues durées inférieures à une valeur spécifiée. La lettre *a* accompagne toujours la dénomination de ce type de fusible ;
- fusibles à usages généraux : utilisés pour la coupure de courants compris entre le pouvoir de coupure maximal et le courant entraînant la fusion des éléments fusibles

en au moins 1 heure. Ces fusibles utilisent la lettre g dans leur dénomination.

1.2.2 Constitution du fusible

Les caractéristiques et le fonctionnement des fusibles sont régis par les normes de la CEI. Chaque élément qui entre dans la conception du fusible doit tenir un rôle particulier. Dans les sections suivantes, nous décrivons les principaux éléments qui composent le fusible et le rôle joué par chaque composant dans le fonctionnement, mais aussi la terminologie généralement employée dont certaines définitions sont directement empruntées aux différentes normes.

1.2.2.1 L'élément fusible

L'élément (ou ruban) fusible est le composant principal qui assure le passage du courant dans le fusible. Il est formé d'un ou plusieurs éléments métalliques en série ou en parallèle reliés directement aux électrodes pour assurer la connexion avec le reste du circuit. En premier lieu son rôle est d'assurer le passage du courant électrique en condition normale de fonctionnement. En condition de défaut l'élément doit interrompre le courant par sa fusion et sa vaporisation, sa résistance passe alors d'une valeur faible à une valeur très importante avec l'apparition et le développement d'un arc électrique.

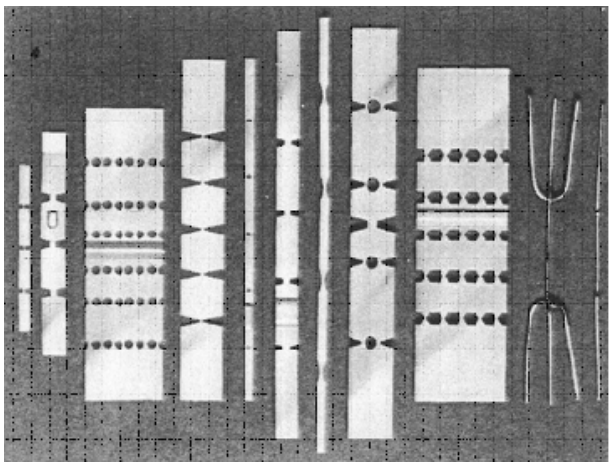


FIG. 1.6 – *Formes et structures d'éléments fusibles provenant de différents constructeurs [WRI 04].*

La durée avec laquelle le fusible va fondre et ainsi couper le courant est très fortement liée non seulement à la nature physique du matériau utilisé mais aussi à sa géométrie. L'argent et le cuivre sont de loin les matériaux les plus utilisés dans la fabrication des fusibles. Une grande partie des fusibles est conçue à partir d'un ruban métallique sur lequel

sont pratiqués des rétrécissements de sections de formes variables appelées encoches (figure 1.6). Cette technique permet de provoquer la fusion et la vaporisation autour de ces sections où la résistance ohmique est plus importante que sur le reste de l'élément fusible, mais aussi d'éviter des surtensions de coupure extrêmement élevées observées notamment sur des éléments fusibles en forme de fil cylindrique.

L'influence de la géométrie est marquée d'une part, par l'espace entre chaque section réduite, qui doit être tel que la vaporisation des ponts fondus ne permette pas aux différents arcs électriques formés de se regrouper, et d'autre part par la forme des sections réduites [BOU 02]. Le regroupement des arcs électriques peut avoir comme conséquence directe un changement des propriétés physiques du fusible. Au même instant si un fort courant (court-circuit) survient, le fusible ne peut plus assurer son rôle et le courant de défaut peut détruire entièrement le fusible et les autres composants situés en aval du circuit. De même la profondeur des sections réduites doit laisser passer de façon continue le courant nominal et des surcharges légères (limitées dans le temps) et ne pas provoquer une fusion trop rapide du fusible.

En moyenne tension, l'argent très pur ($> 99\%$) est le matériau le plus utilisé parce qu'il a une bonne résistance à l'oxydation, une bonne stabilité chimique et provoque moins de pertes par effet Joule par rapport au cuivre notamment ($\rho_{Ag}/\rho_{Cu} \approx 0,94$ à une température de 300 K). Le fusible en argent est particulièrement bien adapté aux surcharges qui lorsqu'elles sont fréquentes, réduisent considérablement la durée de vie des fusibles. Les éléments fusibles sont généralement enroulés autour du noyau pour accroître leur longueur et permettre une grande dissipation de chaleur vers la matière de remplissage et surtout une augmentation de la tension nominale.

1.2.2.2 La matière de remplissage

La matière de remplissage appelée aussi agent d'extinction est une poudre inerte et anhydre composée très souvent de sable de silice enrobant l'élément fusible et qui assure l'isolation et le remplissage total de l'enveloppe de protection. En régime normal, elle participe à l'équilibre thermique en dissipant une partie de l'énergie thermique produite au sein des sections réduites par effet Joule. La matière de remplissage intervient durant tout le mécanisme de coupure, c'est à dire dès l'apparition du défaut électrique jusqu'à l'extinction de celui-ci. C'est un composant essentiel car ses propriétés - granulométrie moyenne, masse volumique compactée - conditionnent l'efficacité des mécanismes de dissipation de l'énergie électrique produite lors de la création de l'arc électrique [BUS 01].

• La matière de remplissage agit principalement durant le régime de préarc en :

- dissipant une partie de l'échauffement produit dans l'élément,
- exerçant une pression suffisante pour le maintien du fusible et éviter une dilatation importante sous l'effet de la variation de température.

• Durant le régime d'arc l'action de la matière de remplissage est :
- d'absorber et de refroidir les vapeurs métalliques provenant de l'arc électrique,
- de favoriser par sa porosité la diffusion des gouttelettes liquides loin du canal d'arc,
- de maintenir une surpression des gaz à l'intérieur de la cartouche isolante pour favoriser l'extinction de l'arc,
- d'assurer une bonne isolation après l'extinction de l'arc. Elle forme avec l'argent et les grains fondus un vitrifiat isolant appelé fulgurite.

La structure de la fulgurite observée par [BUS 00] montre que l'argent est présent sous trois formes recondensées : gouttelettes liquides, fines particules et vapeurs métalliques.
La matière de remplissage a fait l'objet de plusieurs études visant notamment à :
- sa caractérisation physique et chimique [REI 93],
- l'optimisation du procédé de remplissage dans la cartouche fusible [ROU 05],
- déterminer le milieu granulaire donnant les meilleures performances électriques [SAQ 99].

La figure 1.7 montre une photographie de fulgurite formée après utilisation dans un fusible moyenne tension.

FIG. 1.7 – *Fulgurite formée dans un fusible moyenne tension après fonctionnement [BUS 06].*

1.2.2.3 Autres éléments constitutifs

La cartouche isolante

La cartouche isolante est une enveloppe de protection en matériau céramique (en moyenne tension) ou en fibre de verre (en basse tension), garantissant l'étanchéité de l'ensemble du dispositif fusible contre les pollutions extérieures. La cartouche est prévue pour supporter différents types de contraintes :

- contraintes thermiques, c'est à dire résister à des échauffements très rapides ou très lents lors du phénomène de coupure ;
- contraintes diélectriques, après la coupure du défaut par le fusible la cartouche doit supporter la tension transitoire de rétablissement ;
- contraintes mécaniques, c'est-à-dire résister à une surpression brutale due à un dégagement de gaz lors du phénomène de coupure.

Le noyau

Le noyau qui sert de support d'enroulement de l'élément fusible est fabriqué à partir de céramique ou d'un matériau similaire. Certains fusibles sont dépourvus de noyau, ce type de fusible a souvent une longueur plus réduite. Pour les fusibles moyenne tension le ruban fusible est enroulé hélicoïdalement autour du noyau qui dispose d'aillettes réduisant la possibilité de contacts entre l'élément et le noyau. Ce dispositif permet d'allonger l'élément fusible et donc de disposer d'une tension d'arc plus grande.

Les contacts terminaux

Les contacts terminaux, appelés aussi calottes d'extrémités ou électrodes, sont solidement liés à la cartouche isolante durant toute la durée de vie du fusible. Ces contacts assurent le passage du courant assigné en service continu entre l'élément fusible et le reste du circuit. La résistance des contacts est très contrôlée et ils doivent aussi supporter des efforts électrodynamiques importants. Pour minimiser la résistance des contacts souvent en cuivre, les contacts subissent un traitement en surface et sont le plus souvent recouverts d'une légère couche d'argent.

1.2.3 Régimes de fonctionnement

La limitation du courant est l'un des grands développements accomplis pour les fusibles utilisés actuellement. La limitation du courant réduit la valeur instantanée maximale atteinte lors de l'apparition du défaut à une valeur bien inférieure à la valeur crête du courant présumé. Cette action permet non seulement de réduire les contraintes mécanique et thermique, mais aussi de réduire l'énergie d'arc.

1.2.3.1 Le régime de préarc

Le régime de préarc ou durée de préarc est l'intervalle de temps entre l'apparition d'un courant de défaut et l'apparition d'un arc électrique dans le fusible.

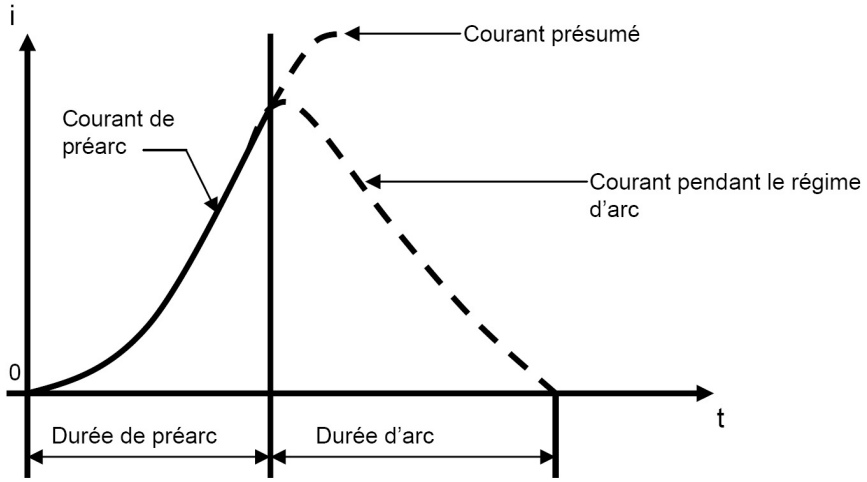


FIG. 1.8 – *Illustration des deux régimes de fonctionnement à partir de la courbe d'évolution du courant dans le fusible [FER 74].*

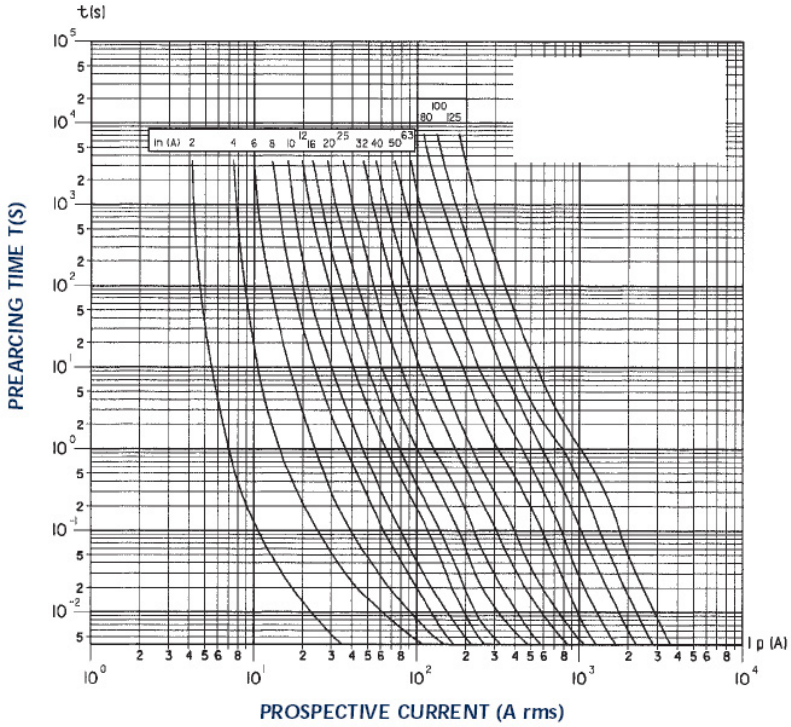


FIG. 1.9 – *Exemple de caractéristiques temps-courant de fusible basse tension de type Ferrule gG 690 V fabriqué par Ferraz-Shawmut.*

1.2.3.2 Le régime d'arc

Le régime d'arc ou la durée d'arc est défini comme l'intervalle de temps entre l'apparition d'un arc électrique et son extinction qui se traduit par le retour à zéro du courant.

1.2.3.3 Durée de fonctionnement du fusible

La durée de fonctionnement du fusible correspond à la somme de la durée de préarc et de la durée d'arc.

1.3 Grandeurs caractéristiques du fusible et définitions

Dans ce travail, nous faisons mention de grandeurs électriques définies dans les normes et dans les notices techniques des fabricants de fusibles. Cette section rappelle leurs définitions établies pour une source alternative sinusoïdale dont la fréquence est de 50 Hz.

1.3.1 Caractéristiques assignées

C'est une expression générale employée pour désigner chacune des valeurs caractéristiques qui définissent ensemble les conditions de fonctionnement d'après lesquelles les essais sont déterminés et pour lesquelles le matériel a été établi [CEI 282].

1.3.1.1 Tension assignée du fusible U_N

C'est la tension la plus élevée du réseau sur lequel est installé le fusible. La tension assignée est toujours supérieure à la tension du réseau car pour des raisons de coupure, il est impossible d'utiliser le fusible sur un réseau dont la tension est supérieure à U_N. En moyenne et haute tension, les industriels conçoivent généralement des fusibles capables de fonctionner entre $2,75$ et $38\ kV$ ou parfois jusqu'à $72\ kV$ chez certains fabricants. La tension nominale est une des caractéristiques techniques spécifiées par les fabricants.

1.3.1.2 Courant assigné du fusible I_N

C'est la valeur de courant que le fusible peut supporter indéfiniment sans échauffement excessif ni détérioration. Ce courant est aussi appelé courant nominal et sa valeur est spécifiée par les constructeurs. Pour des essais d'échauffements sur le courant nominal, la température est d'environ 40 ° C.

1.3.1.3 Pouvoir de coupure du fusible I_1

Le pouvoir de coupure (PdC) est la plus grande valeur du courant présumé que le fusible est capable d'interrompre sans dommages sous une tension fixée. Pour valider la conformité d'un nouveau fusible aux caractéristiques de fonctionnement spécifiées par les normes, le fusible doit satisfaire à 3 séries d'essais de coupure. Le PdC correspond à la série d'essais 1. Le courant I_1 est une des grandeurs qui sont indiquées sur le fusible par les constructeurs, la valeur du PdC est souvent exprimée en kA.

1.3.1.4 Courant I_2

Le courant I_2 correspond aux conditions de coupure de la série d'essais 2. Ce courant est équivalent à une surintensité donnant des conditions voisines de l'énergie d'arc maximale. Cette énergie d'arc dépend de l'énergie stockée dans l'inductance du circuit à la fin du régime de préarc.

1.3.1.5 Courant minimal de coupure I_3

Le courant minimal de coupure I_3 est le courant de vérification du fonctionnement de la série d'essais 3. Le courant I_3 correspond à la valeur minimale de courant susceptible de provoquer la coupure du fusible. Le courant minimal de coupure est en général compris entre $2I_N$ et $6I_N$.

1.3.1.6 Puissance dissipée

Lorsqu'il est parcouru par un courant, un élément fusible dissipe de la puissance principalement par effet Joule à cause de sa résistance ohmique. C'est une mesure de l'échauffement produit durant un intervalle de temps au sein du fusible.

1.3.2 Autres grandeurs caractéristiques

1.3.2.1 Angle électrique de fermeture

L'angle de fermeture d'un circuit relatif au fonctionnement du fusible est associé à l'instant d'apparition du défaut électrique ; sa valeur en temps correspond à la différence entre le zéro de la tension source et le zéro du courant présumé de défaut. C'est un paramètre essentiel car il influence fortement la durée de préarc.

1.3.2.2 Tension de coupure

La tension de coupure appelée aussi tension d'arc, est la tension qui apparaît aux bornes du fusible lors de son fonctionnement.

1.3.2.3 Tension de rétablissement

La tension de rétablissement est la tension qui apparaît aux bornes du fusible après l'interruption du courant de défaut.

1.3.2.4 Tension transitoire de rétablissement (TTR)

C'est la tension de rétablissement pendant le temps où elle présente un caractère transitoire appréciable, cette tension survient après la coupure d'un courant de défaut alternatif.

1.3.3 Courant présumé de défaut d'un circuit

Le courant présumé de défaut d'un circuit est défini comme la valeur d'une surintensité qui circulerait dans le circuit si le fusible était remplacé par un conducteur de faible impédance. Le courant présumé est un des paramètres qui caractérise la limitation du courant par le fusible. Sa valeur maximale est définie dans la norme CEI 282 comme la valeur assignée I_1. Dans la suite de ce travail, deux expressions sont utilisées pour caractériser le courant présumé de défaut durant le régime de préarc :

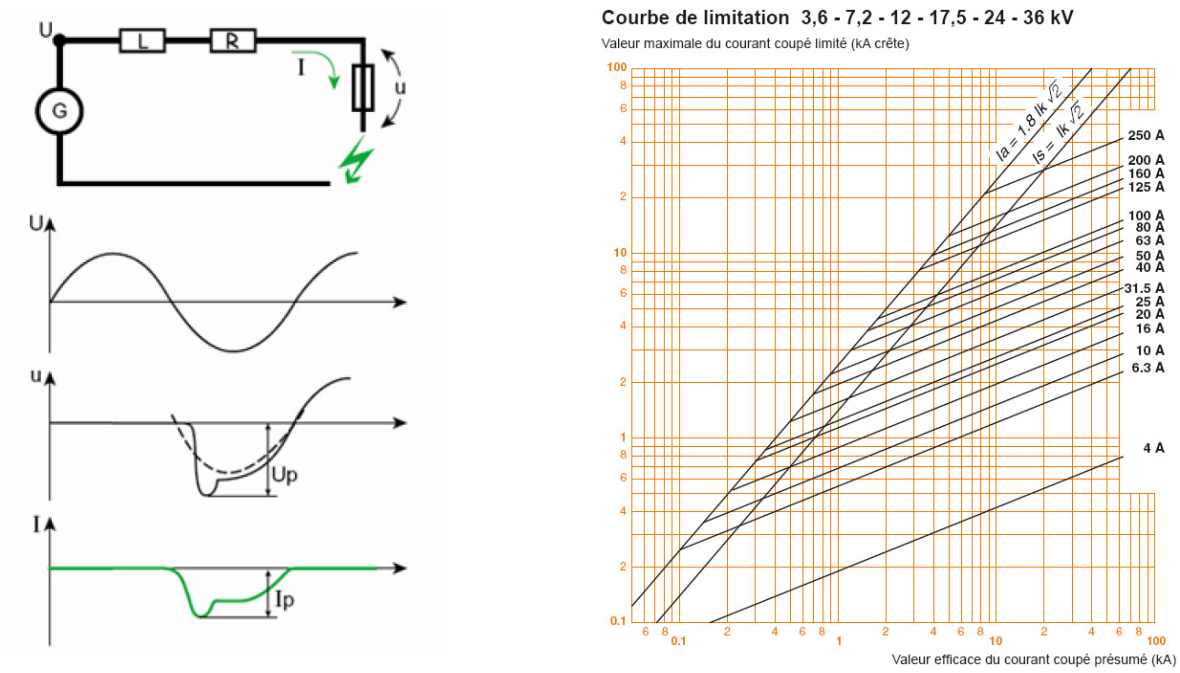
1) pour des courants présumés dont la valeur provoque une durée du préarc inférieure à 10 ms, le courant est dit "courant de forte surcharge" ;
2) dans le cas où le temps de préarc est supérieur à 10 ms, le courant présumé est dit "courant de faible surcharge".

1.3.3.1 Valeur crête du courant présumé

C'est la valeur crête d'un courant présumé pendant la période transitoire qui suit son établissement.

1.3.3.2 Courant coupé présumé

C'est le courant présumé évalué à l'instant correspondant au début du phénomène de coupure.



(a) Circuit équivalent du fonctionnement d'un fusible moyenne tension [BOU 02].

(b) Courbes de limitation du courant présumé pour différents fusibles moyenne tension de type Fusarc [MER 07].

FIG. 1.10 – *Illustration du principe de coupure du fusible à partir d'un schéma électrique équivalent (a) et des valeurs maximales du courant coupé limité (b). (a) : U représente la tension du réseau, u la tension d'arc et I le courant dans le fusible ; (b) : les valeurs maximales du courant coupé limité sont données pour différentes valeurs du courant nominal.*

1.3.3.3 Courant coupé limité

C'est la valeur instantanée maximale atteinte par le courant présumé lors du phénomène de coupure.

1.3.4 Contrainte thermique

La contrainte thermique ou intégrale de Joule est une mesure de l'énergie thermique absorbée par le fusible durant l'interruption d'un courant de défaut. Elle intègre deux informations essentielles : l'amplitude atteinte par le courant de défaut lors de la coupure et la durée de ce courant. L'intégrale de Joule pour une durée τ de la coupure est définie par :

$$I^2t = \int_0^{\tau} i^2(t)\ dt. \tag{1.2}$$

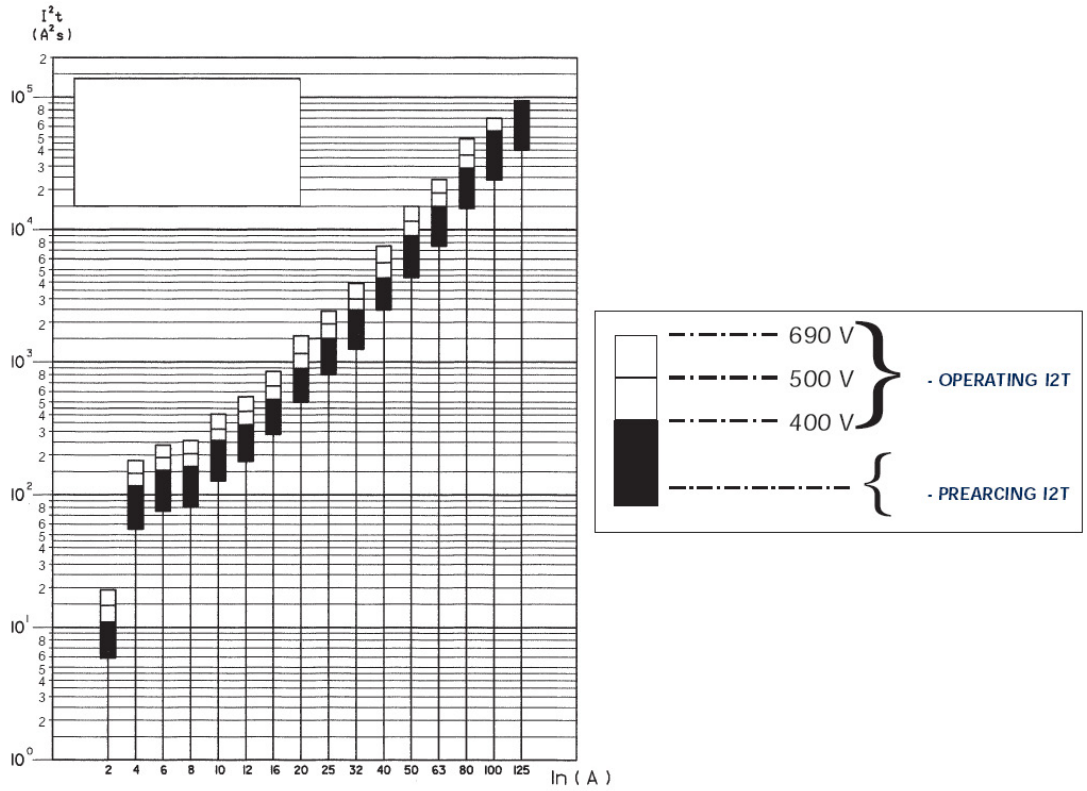


FIG. 1.11 – *Caractéristiques des contraintes thermiques de préarc et de fonctionnement en fonction du courant nominal pour un fusible de type Ferrule gG 690 V de Ferraz-Shawmut [FER 07].*

Chaque régime de fonctionnement se caractérise par une valeur d'intégrale de Joule donnée par :

- Contrainte thermique de préarc,

$$(I^2t)_{\text{Préarc}} = \int_0^{t_{\text{Préarc}}} i^2(t)\ dt, \tag{1.3}$$

l'équation (1.3) représente l'intégrale de Joule de préarc, appelée aussi intégrale de Joule de fusion car elle dépend uniquement des propriétés physiques de l'élément fusible et sa valeur est généralement considérée comme constante (notamment en forte surchage).

- Contrainte thermique d'arc,

$$(I^2t)_{\text{Arc}} = \int_{t_{\text{Préarc}}}^{t_{\text{Arc}}} i^2(t)\ dt. \tag{1.4}$$

L'équation (1.4) définit l'intégrale de Joule d'arc qui correspond à l'énergie limitée entre

la fin du préarc et la coupure totale. Sa valeur dépend des conditions du circuit.

- Contrainte thermique totale de fonctionnement,

$$(I^2t)_{\text{Fonc}} = \int_0^{t_{\text{Préarc}}} i^2(t)\ dt + \int_{t_{\text{Préarc}}}^{t_{\text{Arc}}} i^2(t)\ dt. \tag{1.5}$$

L'intégrale de Joule de fonctionnement définie par l'équation (1.5) est la somme des intégrales de Joule de préarc et d'arc. Elle constitue avec l'intégrale de Joule de préarc, le couple de valeurs sur lequel s'engagent les fabricants à assurer un bon fonctionnement du matériel. Sa valeur dépend des conditions du circuit. Pour un composant électronique par exemple, la contrainte thermique maximale admissible fixe la limite de destruction du composant à protéger. En électronique de puissance, les fabricants de diodes et de thyristors fournissent un couple de valeurs $[(I^2t)_{\text{Préarc}}, (I^2t)_{\text{Fonc}}]$ permettant le choix du fusible approprié.

1.3.5 Choix du sable de silice pour l'interruption de l'arc électrique

Le sable de silice est l'isolant le plus répandu pour les fusibles moyenne tension. Le choix de cette matière d'extinction a été effectué en fonction des paramètres qui caractérisent l'efficacité de la coupure d'un courant de défaut par un fusible. Nous pouvons citer :

- l'énergie d'arc E_{Arc} liée à la tension d'arc et au courant durant le régime d'arc,
- la contrainte thermique d'arc $(I^2t)_{Arc}$,
- la résistance du fusible obtenue une minute après le retour à zéro du courant,
- la tension d'arc maximale observée durant la coupure.

[SAQ 99] a réalisé une observation détaillée des oscillogrammes de coupure obtenus avec différents milieux granulaires dans le but de déterminer le milieu granulaire le mieux adapté pour la coupure d'un fusible. Les résultats sont présentés dans le tableau 1.2 :

Grandeurs caractéristiques	SiO_2	$Al(OH)_3$	TiO_2	B_2O_3	ZnO	H_3BO_3
E_{Arc} (kJ)	46,72	42,50	30,13	42,58	27,74	30,18
$(I^2t)_{Arc}$ $(\times 10^3 A^2.s)$	34,17	70,06	132,22	75,05	135,40	72,01
Résistance post arc $(\times 10^6 \Omega)$	>1100	0,075	0,8	>1100	0,4	0,8
Tension d'arc max. (kV)	9,88	7,75	7,20	7,99	6,13	7,96
Interruption du courant	oui	non	non	non	non	oui

TAB. 1.2 – *Influence de la nature de la matière de remplissage sur les caractéristiques de coupure d'un fusible de type H.B.C. [SAQ 99].*

1.4 Description des phénomènes observés lors de la coupure dans un fusible

De par la nature des matériaux qui les composent - argent ou cuivre - et leur conception - plusieurs sections réduites en série ou en parallèle - les rubans fusibles présentent une certaine résistance ohmique particulièrement élevée autour des encoches telle que le passage d'un courant électrique produit un échauffement par effet Joule.

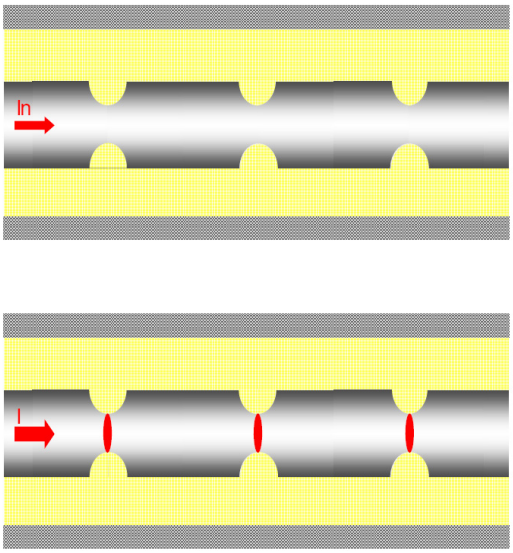


FIG. 1.12 – *Illustration des mécanismes physiques durant le régime de préarc : fonctionnement normal (I_N) et apparition du courant de défaut (I).*

En régime normal le passage du courant dans l'élément n'induit pas d'échauffement excessif au sein des encoches. Pour des courants inférieurs ou égaux au courant nominal l'échauffement produit principalement autour des encoches s'évacue :

1. du ruban métallique vers les électrodes ;
2. du ruban métallique vers la matière de remplissage à travers les interstices et les grains de sable ;

Un équilibre thermique s'établit entre l'échauffement d'une part et la dissipation thermique d'autre part, à une température telle que ni détérioration ni vieillissement important ne sont observés.

Lorsque survient une surintensité nettement supérieure au courant nomimal, l'échauffement produit au sein des encoches devient important et rapide. L'équilibre thermique est alors rompu et les sections réduites fondent. La fusion des sections réduites entraîne

la formation d'un pont fondu liquide qui sous l'apport d'énergie par le défaut conduit à la vaporisation puis à la rupture de l'élément fusible. La durée entre l'apparition du courant de défaut et l'instant de rupture des sections réduites définit le régime de préarc. Le fonctionnement en régime normal et l'apparition du courant de défaut sont illustrés à la figure 1.12.

Un arc électrique est ensuite initié au niveau des zones de rupture (figure 1.13). Les grains de silice en contact avec l'arc dont la température est supérieure à la température de fusion de la silice, fondent et se vaporisent à leur tour sous l'apport d'énergie par le courant de défaut [CHE 95].

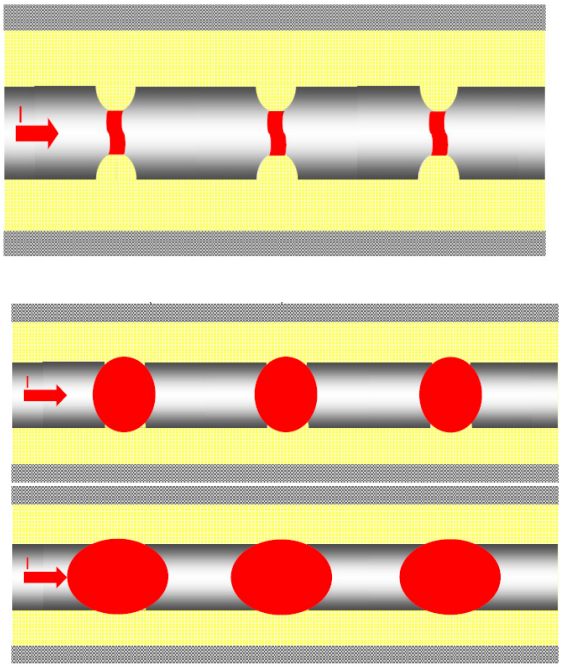


FIG. 1.13 – *Illustration des mécanismes physiques durant le régime d'arc.*

Du fait de la vaporisation du sable, les grains forment avec les vapeurs métalliques un plasma composé de vapeurs d'argent et de silice fondue. L'arc érode les zones de rupture de l'élément fusible et s'étend à travers les interstices grâce à la surpression créée sur les grains de silice fondue. L'allongement de l'arc suivant deux fronts d'érosion opposés a pour effet d'augmenter sa longueur et donc la chute de tension à ses bornes dans un processus nommé *burn-back*. La longueur de l'arc étant trop grande, l'arc ne peut plus être maintenu par la tension du réseau, ce qui force le retour à zéro du courant. L'intervalle de temps entre l'armorçage de l'arc et le retour à zéro du courant définit le régime d'arc.

Après le retour à zéro du courant de défaut, l'arc électrique refroidit. Le mélange

composé de vapeurs métalliques d'argent et de silice fondue se solidifie en un composé vitrifié isolant appelé fulgurite.

1.5 Un troisième régime de fonctionnement ?

Le régime de préarc et le régime d'arc concentrent la majorité des études théoriques et expérimentales sur le fonctionnement du fusible. Certains auteurs se sont toutefois penchés sur les phénomènes qui surviennent après l'annulation du courant de défaut qui coïncide avec la fin du régime d'arc. Les différentes publications de [CWI 95], de [JAK 95] et de [EHR 95] font état d'un régime dit *post-arc* qui succède aux régimes de préarc et d'arc. Les travaux de ces auteurs se focalisent principalement sur la tenue diélectrique de la fulgurite contre le réamorçage éventuel de l'arc électrique après le retour à zéro du courant dans le fusible.

• [CWI 95] s'est intéressé à la mesure expérimentale de la résistance de la fulgurite après la coupure avec un élément fusible en cuivre. Cette résistance a été mesurée sur la longueur totale de fulgurite obtenue, mais aussi sur une partie de cette fulgurite localisée autour d'une des sections réduites du fusible. Les résultats de cet auteur montrent que la résistance totale de la fulgurite évolue en fonction du nombre des sections réduites, de la distance entre les sections réduites et de la tension du réseau.

•[JAK 95] a lui proposé un modèle théorique de diffusion 1D cylindrique de la température après interruption du courant (pas de terme source) et un modèle analytique de la résistance de la fulgurite en fonction de la conductivité électrique (Eq. 1.6).

$$R_{fulgurite} = \frac{1}{\ell_{fulgurite}(2\pi \int_0^{2r} \sigma \, rdr)}, \tag{1.6}$$

où $\ell_{fulgurite}$ représente la longueur de la fulgurite et r le rayon du fusible. La conductivité électrique $\sigma = \sigma(T)$ évoluant en fonction de la température selon :

$$\sigma(T) = 10^{a/T+b}, \tag{1.7}$$

avec a et b des constantes.

• [EHR 95] a étudié la rigidité diélectrique des fusibles soumis aux faibles courants de défaut. Il a confronté un modèle théorique avec des résultats expérimentaux. [EHR 95] donne une relation entre la longueur de la fulgurite et l'énergie d'arc :

$$\ell_{fulgurite} = 1,2 \times E_{Arc}^{0,6}. \tag{1.8}$$

Il montre l'influence des temps de préarc, d'arc et de l'énergie d'arc sur la résistance obtenue après le retour à zéro du courant dans le fusible.

1.6 Synthèse bibliographique sur la modélisation du régime de préarc

La modélisation du régime de préarc dans les fusibles a fait l'objet de nombreuses investigations jusqu'à aujourd'hui. Les modèles présents dans la littérature sont basés sur la nature des phénomènes physiques qui interviennent durant le régime de préarc et qui sont principalement de deux types :

- phénomène électrique car les défauts contre lesquels le fusible agit sont de nature électrique : surcharges ou court-circuits ;
- phénomène thermique car le passage de ces courants de défaut induit des effets thermiques dans le fusible : effet Joule principalement.

La corrélation entre les deux phénomènes est la raison pour laquelle une bonne partie des modèles proposés dans les publications sont des modèles couplant le phénomène thermique au phénomène électrique.

Les premiers modèles utilisés [BRO 01], [MEY 06] pour l'étude du régime de préarc étaient des modèles adiabatiques pour déterminer l'instant de fusion du fusible. Ces modèles ont été appliqués sur des géométries simples (fusible composé de fil métallique de forme cylindrique). Pour utiliser les fusibles aux valeurs de tension plus élevées et assurer efficacement la coupure, les industriels ont dévéloppé des structures plus complexes dans lesquelles, l'élément fusible filiforme a été remplacé par une lame. Un isolant sous forme granulaire a été ajouté et des rétrécissements de sections ont été introduits dans la lame. Les modèles adiabatiques proposés ne prenant pas en compte la forme géométrique des fusibles n'ont plus été adaptés et sont devenus caducs. De nouveaux modèles ont alors été proposés notamment avec l'avènement de l'outil informatique et l'apparition de méthodes numériques. Ce dernier point a accéléré ensuite l'amélioration des modèles qui sont passés de méthodes de calcul simples à la résolution de problèmes numériques complexes.

L'ensemble des modèles sur l'étude du régime de préarc peut être classé en trois principales catégories :

1. les modèles analytiques qui permettent le calcul direct d'une grandeur physique caractérisant le régime de préarc (courant de fusion ou temps de fusion),
2. les modèles analogiques basés sur le principe de la modélisation des paramètres thermiques d'un composant par leurs équivalents électriques,
3. les modèles de diffusion de la chaleur basés sur le bilan des processus thermiques observés durant le régime de préarc.

1.6.1 Modèles analytiques

Les modèles analytiques regroupent des formules empiriques et des modèles théoriques dont le but est d'obtenir directement une grandeur qui caractérise la fin du régime de préarc. Cette grandeur peut être le courant provoquant la fusion du fusible ou la durée de fusion du fusible. En effet la valeur des grandeurs précitées liées au régime de préarc du fusible peut être obtenue directement au moyen d'un calcul analytique comme l'illustrent les modèles établis par Preece (le modèle est décrit dans [BRO 01]) et Meyer [MEY 06] :

$$I_{fusion} = C_P \times d^{\frac{3}{2}}, \qquad (Preece), \tag{1.9}$$

$$\int_0^{t_{fusion}} i^2(t)dt = K_M \times S^2, \qquad (Meyer), \tag{1.10}$$

où nous avons I_{fusion} et t_{fusion} qui représentent respectivement le courant de fusion et la durée de fusion du fusible, d et S représentent le diamètre et la section de l'élément fusible.

Dans les équations (1.9) et (1.10), les coefficients C_P et K_M sont respectivement appelés constante de Preece et constante de Meyer. Ces constantes dépendent des propriétés physiques du matériau utilisé comme élément fusible. Le modèle de Preece détermine la valeur du courant provoquant la fusion du fusible à partir de sa géométrie et réciproquement [HNA 99]. Le modèle de Meyer calcule l'intégrale du carré du courant provoquant la fusion du fusible et par la suite le temps de la fusion [MOR 71]. Les modèles de Meyer et de Preece sont valables uniquement lorsque le fonctionnement du fusible durant le régime de préarc est adiabatique (pas de diffusion thermique dans l'élément), ce qui est le cas si la géométrie du fusible est simple (fil métallique uniforme ou lame de faible longueur) ou encore pour les forts courants. Les modèles adiabatiques ont longtemps été utilisés pour la prédiction des temps de préarc, ce qui permettait ensuite la comparaison avec les caractéristiques temps-courants issues des mesures expérimentales. Ces modèles n'ont pas pour but la description des différents phénomènes provoquant l'apparition de l'arc électrique dans le fusible, ce qui les limite uniquement aux phénomènes adiabatiques.

1.6.2 Modèles TLM ou TNM

Les modèles dits *Thermal Line Modeling* (TLM) aussi appelés *Thermal Network Modeling* (TNM) sont des modèles plus généraux basés sur l'analogie entre un système thermique et un système électrique. La résolution des problèmes s'effectue souvent à l'aide de logiciels de simulation de circuit électrique comme c'est le cas dans [BEA 95] où le système thermique est défini à partir de l'équation de la chaleur. La définition donnée par le Thermal Network Modeling Handbook est la suivante ; « deux systèmes sont analogues lorsque les équations décrivant le comportement d'un des systèmes peuvent être réécrites

par un simple changement de symbole des variables ». Le tableau 1.3 représente l'analogie entre les système thermique et électrique définie dans [HOF 03].

Paramètres électriques		Paramètres thermiques	
Différence de potentiel	ΔU (V)	Variation de température	ΔT (K)
Courant électrique	I (A)	Flux de chaleur	P (W)
Résistance électrique	R (Ω)	Résistance thermique	R_{th} (K/W)
Capacité électrique	C (As/V)	Capacité thermique	C_{th} (Ws/K)

TAB. 1.3 – *Analogie entre grandeurs électriques et thermiques définie par [HOF 03].*

Le principe de résolution des problèmes modélisés par TLM est le suivant : le fusible étudié est subdivisé en plusieurs cellules appelés "nœuds". Chaque nœud est caractérisé par un couple de valeurs (R_{th}, C_{th}) correspondant au phénomène thermique. L'analogie électrique consiste donc à représenter le fusible par un réseau électrique ou chaque composant du réseau est un nœud décrit par le couple de valeur (R, C).

Ces modèles sont très fonctionnels pour les régimes stationnaires ou pour les régimes transitoires lorsque leur durée est longue. De ce fait la plupart des études concernent l'étude de l'échauffement thermique produit au sein des autres composants du fusible que sont les électrodes, la cartouche isolante, l'isolant poreux ou même le fusible tout entier comme dans le schéma thermique de la figure 1.14.

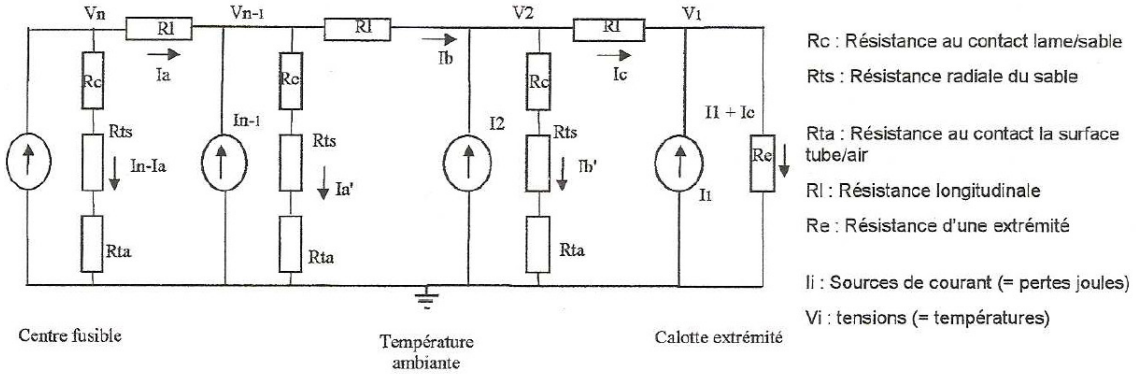


FIG. 1.14 – *Schéma thermique équivalent d'un fusible décrit par [MEL 99].*

La figure 1.15 montre un exemple de discrétisation d'un élément fusible réalisée par [BEA 95]. L'élément fusible est subdivisé en plusieurs cellules où chaque cellule est modélisé par le couple (R, C).

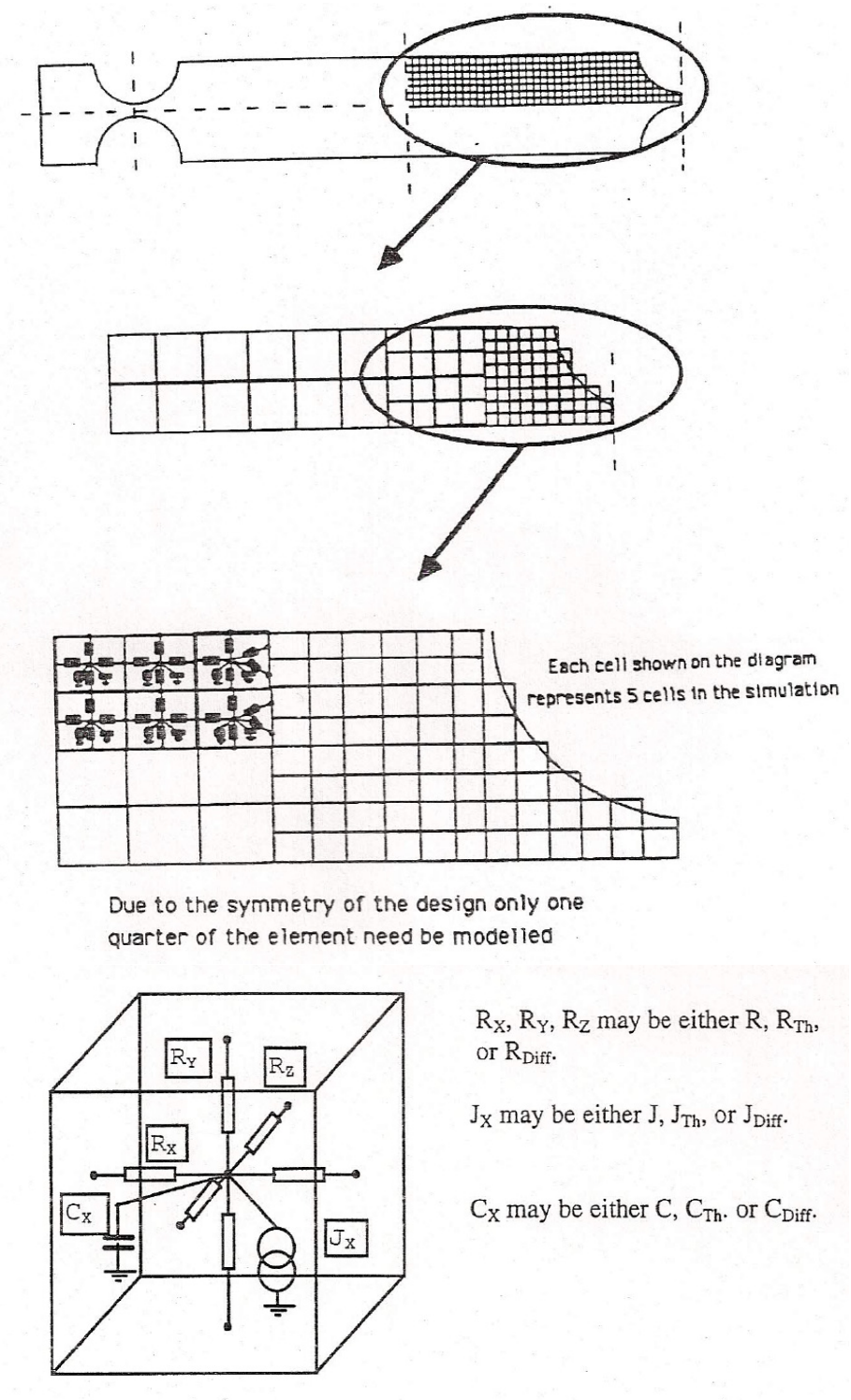


FIG. 1.15 – *Exemple de modèle RC tridimensionnel défini par [BEA 95]. Les grandeurs représentées correspondent à différents phénomènes : électrique (R, J, C), thermique (R_{th}, J_{th}, C_{th}) ou de diffusion de matière (R_{diff}, J_{diff}, C_{diff}).*

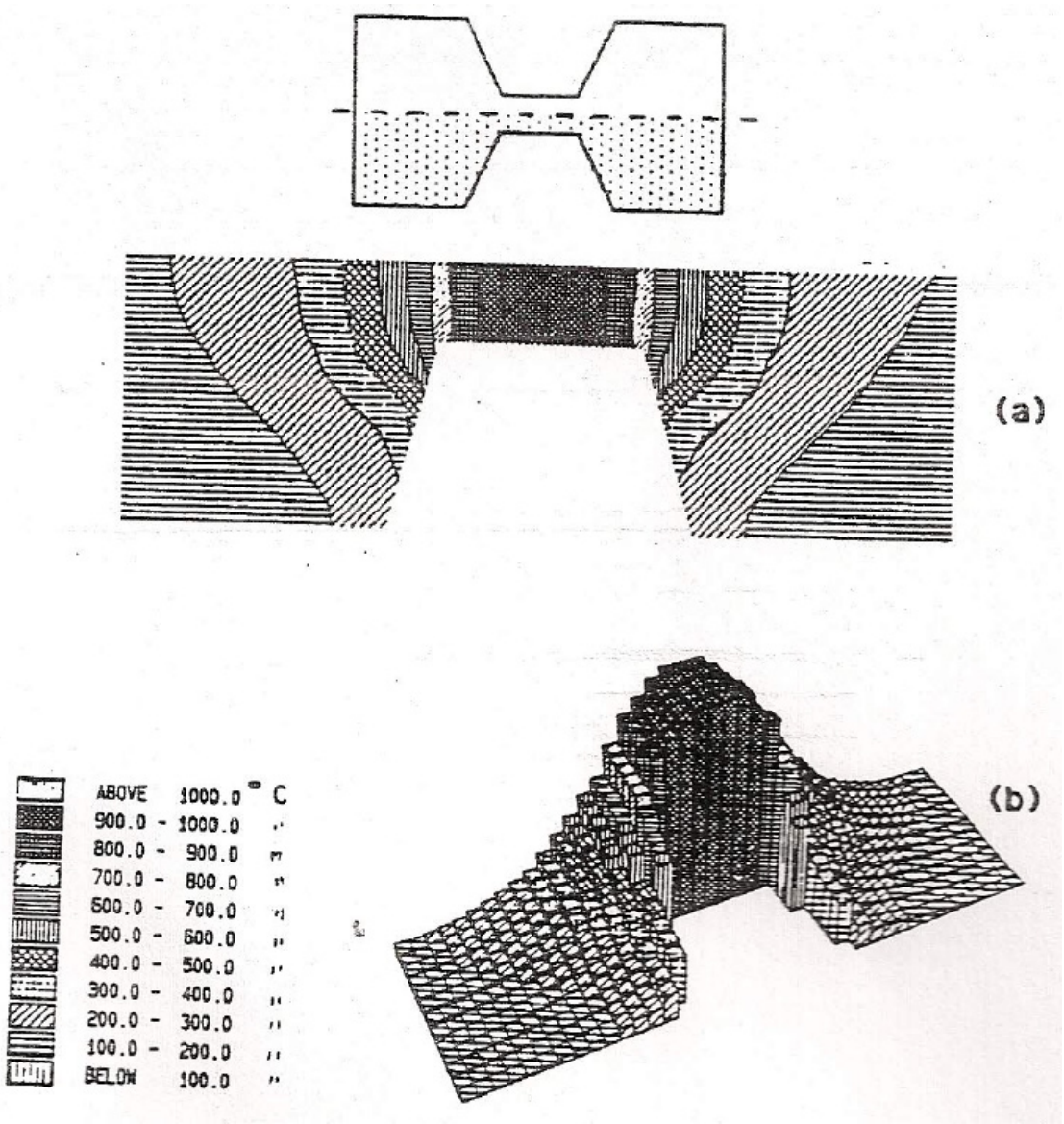


FIG. 1.16 – *Profil de la température d'un élément fusible obtenu par [BEA 95].*

1.6.3 Modèles de diffusion de la chaleur

Les modèles de diffusion de la chaleur sont les plus utilisés dans la littérature pour l'étude des phénomènes physiques régissant le régime de préarc. Les techniques de résolution numérique telles que les différences finies utilisées par [LEA 73], les éléments finis utilisés par [SAS 92] et [GAR 98] ou des méthodes développées par les auteurs eux mêmes (Discrete Space Continuous Time DSCT) comme [SAS 95] ont permis d'étudier l'influence de la géométrie (simple ou complexe) du fusible sur la durée de préarc.

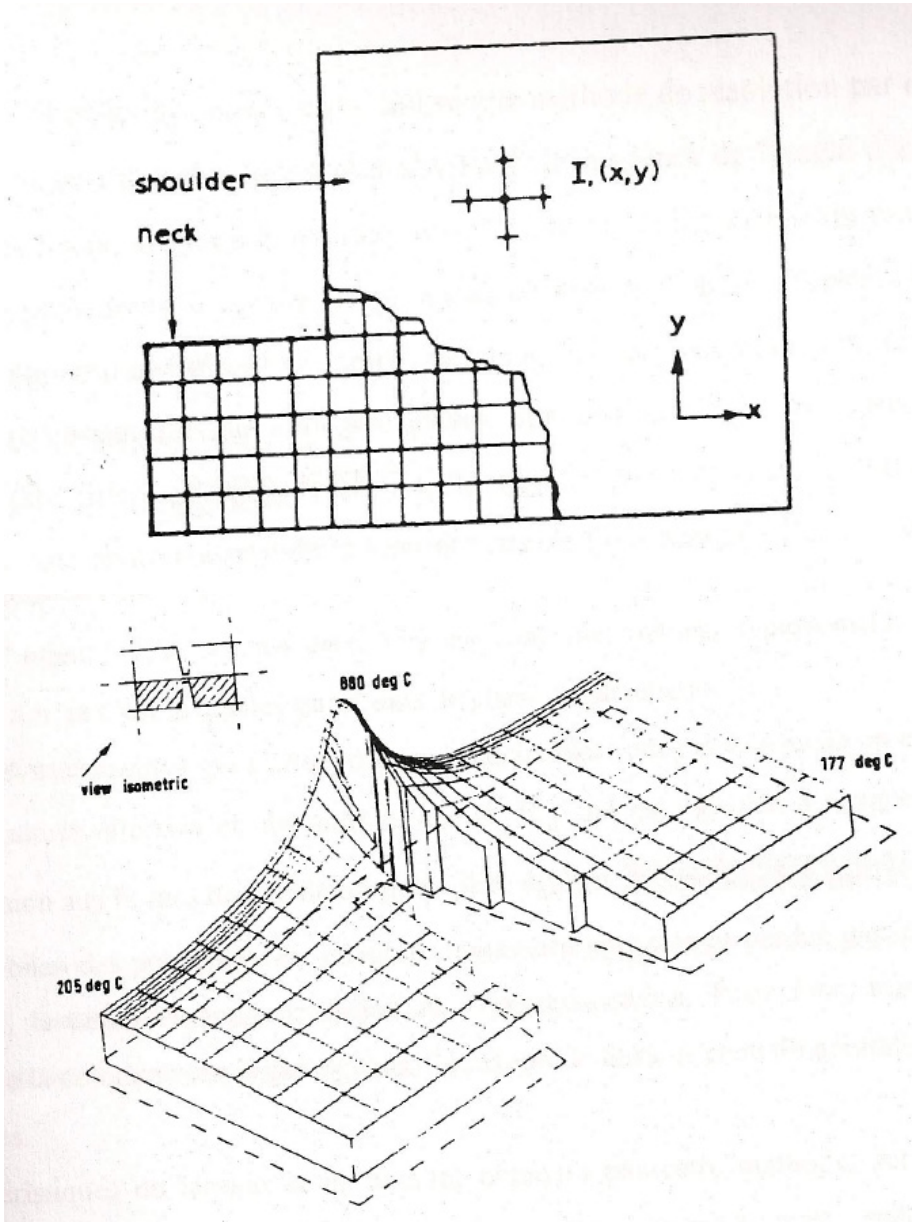


FIG. 1.17 – *Exemple de maillage par différences finies d'un quart de la section réduite d'un fusible (a) et profil de la température (b) obtenu par [LEA 73].*

Les modèles décrivent la diffusion de la chaleur à l'intérieur d'un élément fusible chauffé par effet Joule. L'effet Joule est obtenu à partir d'un modèle électrique. Certains auteurs comme [AGA 87] et [CIV 95] ont élargi leur modèle de diffusion en prenant aussi en compte le rayonnement thermique. L'ensemble de ces modèles présente quatre caractéristiques qui en limitent l'étendue :

- le type de courant utilisé : le courant de défaut utilisé pour définir la source de chaleur est souvent pris constant [ADA 61], [AGA 87], [KAW 00]. La valeur du

courant considérée est celle provoquant la fusion du fusible,
- la dépendance des propriétés thermodynamiques et des coefficients de transport avec la température : les grandeurs dépendant de la température sont généralement moyennées et/ou prises à des valeurs constantes [ADA 61], [KAW 00].
- la géométrie du fusible notamment celle des sections réduites : l'influence de la géométrie surtout pour les éléments fusibles munis de sections réduites, est prise en compte en utilisant une section équivalente pour l'ensemble de l'élément [FER 95].
- la fin du régime de préarc : la principale caractéristique qui limite l'étendue de l'applicabilité des modèles de diffusion présents dans la littérature reste très souvent le régime de préarc qui coïncide avec la fin du processus de fusion du fusible.

Si nous nous référons à la description des phénomènes physiques menant à la création de l'arc électrique dans le fusible faite dans [BAR 95], il est montré que différents processus thermiques sont observés et se succèdent. Ces processus thermiques apparaissent après la fusion mais ne sont pas pris en compte dans les modèles. La limite de ces modèles à la fusion tient d'une part au manque de données sur les propriétés thermophysiques des matériaux au-delà de la température de fusion, mais aussi à l'observation selon laquelle la différence entre le temps de fusion et le temps pour atteindre la température de vaporisation dans le fusible est faible [ROC 07]. De plus le phénomène de vaporisation est assimilé non pas à un processus thermique mais à une explosion [BAR 95].

Modèles	Références	Grandeurs recherchées	Techniques de résolution	Phénomènes pris en compte	Régime de préarc
Analytique	Meyer	temps de préarc	calcul analytique 0D	adiabatique	fusion
	Preece	courant de fusion	calcul analytique 0D	adiabatique	fusion
TNM	Beaujan	température	simulation électrique 3D	conduction, convection et rayonnement	fusion
	Hoffmann	température	simulation électrique 3D	conduction, convection et rayonnement	fusion
Diffusion	Leach	influence de la géométrie sur le courant, température	différences finies 2D	conduction	fusion
	Wilkins	influence de la géométrie sur le courant, température et I^2t	éléments finis 2D	conduction	fusion
	Agarwal	influence des pertes thermiques sur le régime de fonctionnement	éléments finis 2D	conduction, convection et rayonnement	fusion
	Sasu	temps de préarc et température	DSCT 2D	conduction, convection	fusion
	Cividjian	température	transformée de Laplace 1D	conduction et rayonnement	fusion
	Kawase	température	éléments finis 3D	conduction, convection	fusion

TAB. 1.4 – *Synthèse bibliographique sur les modèles d'études du régime de préarc dans les fusibles.*

1.7 Motivations pour la modélisation du régime de préarc dans les fusibles

Le régime de préarc est un phénomène essentiel de la coupure d'un fusible à cause des différents mécanismes complexes qui interagissent entre eux et qui influencent sa durée. La durée du régime de préarc dépend donc de plusieurs paramètres majeurs contrairement à la durée d'arc qui dépend principalement de la tension du réseau. La comparaison des durées de préarc et des durées d'arc montre par exemple que le régime de préarc a généralement une durée plus importante que le régime d'arc pour des temps de fonctionnement supérieurs à la milliseconde (valeurs importantes de di/dt) [BUS 08]. En effet, [BUS 08] a étudié le régime de préarc et le régime d'arc en faisant varier différents paramètres et il a observé que les temps de préarc mesurés varient d'un facteur 1 à 5, alors que les temps d'arc restent dans un rapport inférieur à 2. Dès lors, l'identification et l'analyse des paramètres qui contrôlent la durée du régime de préarc doivent être bien étudiés. La modélisation du régime de préarc est d'autant plus justifiée si elle permet de bien décrire la transition entre la fin du régime de préarc et le début du régime d'arc. Cette transition qui se situe entre l'apparition du pont fondu et l'arc électrique n'est pour l'instant pas bien expliquée. La transition fin du préarc et début de l'arc électrique est importante pour pouvoir ensuite modéliser le régime d'arc.

Dans ce travail, nous proposons un modèle mathématique permettant d'étudier l'évolution de la température, mais aussi des grandeurs électriques durant le régime de préarc dans le but de décrire les principaux phénomènes physiques du régime de préarc. Ce modèle est appliqué à des éléments fusibles de type industriel. La variation de température dans un élément fusible parcouru par un courant de défaut et conduisant à sa vaporisation résulte de différents processus thermiques successifs :

1. phase solide : l'énergie amenée par le défaut sert à chauffer l'élément, la température dans l'élément fusible s'élève jusqu'à atteindre sa température de fusion T_f,
2. fusion : l'énergie amenée par le défaut permet le changement d'état solide-liquide à température (T_f) constante,
3. phase liquide : l'énergie amenée par le défaut élève la température dans l'élément de la température de fusion jusqu'à la température de vaporisation T_v,
4. vaporisation : l'énergie amenée par le défaut permet le changement d'état liquide-vapeur à température (T_v) constante.

Par rapport aux modèles présents dans la littérature, le modèle que nous proposons élar-

git le régime de préarc jusqu'au phénomène de vaporisation en prenant en compte la dépendance des coefficients de transport et des propriétés thermodynamiques avec la température. Le modèle proposé permet d'étudier différents modes de transferts thermiques à l'intérieur de l'élément fusible et les transferts entre l'élément fusible et son environnement.

Chapitre 2

Modélisation et traitement numérique du régime de préarc

Sommaire

2.1 Introduction **50**

2.2 Modèle de géométrie **50**

2.3 Modèle électrique et méthode numérique **51**

2.3.1 Choix des méthodes numériques 51

2.3.2 Formulation du problème électrique 52

2.3.3 Formulation variationnelle 54

2.3.4 Discrétisation spatiale par éléments finis 54

2.4 Modèle thermique et méthode numérique **59**

2.4.1 Formulation en enthalpie 61

2.4.2 Discrétisation en temps 63

2.4.3 Formulation variationnelle 64

2.4.4 Discrétisation spatiale 65

2.5 Méthode numérique pour le calcul des grandeurs énergétiques . . . **69**

2.6 Fonctions thermodynamiques et coefficients de transport **70**

2.6.1 Enthalpie et température 70

2.6.2 Résistivité électrique et conductivité électrique 71

2.6.3 Conductivité thermique 73

2.7 Outils numériques **73**

2.8 Tests numériques **74**

2.9 Conclusion **76**

2.1 Introduction

L'objet de ce chapitre est la présentation des modèles mathématiques et des méthodes numériques permettant de modéliser le régime de préarc dans les fusibles. La description des phénomènes physiques observés durant ce régime de fonctionnement, que nous avons faite au chapitre précédent a mis en relief deux types de phénomènes : un phénomène électrique dû à la source du défaut qui est d'origine électrique et un phénomène thermique qui est la conséquence du passage d'un courant de défaut (courant anormalement élevé) dans le fusible.

Le modèle électrique est basé sur l'équation de Laplace écrite sur le potentiel électrique où les effets d'induction sont négligés. L'obtention du potentiel permet de calculer les grandeurs telles que la résistance électrique du fusible, le champ électrique et surtout la densité de courant que nous retrouvons dans l'expression de l'effet Joule. Le modèle thermique est basé sur l'équation de la chaleur écrite sous forme enthalpique avec comme terme source l'effet Joule produit par le passage du courant. La résolution du problème thermique permet d'obtenir les évolutions de la température et de l'enthalpie dans le fusible.

Les méthodes numériques utilisées pour l'obtention de l'évolution spatio-temporelle des grandeurs précitées sont la méthode des éléments finis pour la discrétisation spatiale, un schéma de Chernoff pour la discrétisation en temps et enfin la méthode des trapèzes pour les intégrations.

L'implémentation de la méthode des éléments finis utilise la bibliothèque OFELI (an Object Finite Element LIbrary) [TOU 07] dévéloppée par le laboratoire de Mathématiques de l'Université Blaise Pascal. La géométrie des éléments fusibles étudiés et les maillages sont créés à partir du logiciel GMSH (a finite element mesh generator) [GEU 09] qui permet également le post-traitement des données.

2.2 Modèle de géométrie

La figure 2.1 représente en dimension 2 (2D) un exemple de la géométrie d'un élément fusible de type industriel. L'élément représenté est une lame en argent ayant une section réduite en son centre. Le domaine appartenant à $\mathbb{R}^2$ représentant le volume occupé par l'élément fusible est appelé Ω et $\partial\Omega$ est la frontière du domaine Ω. La frontière $\partial\Omega$ peut être décomposée en différentes parties Γ_1, Γ_2, Γ_3 et Γ_4, qui satisfont les conditions suivantes :

i : $\Gamma_i \cap \Gamma_{j,(i \neq j)} = \emptyset$,

ii : $\Gamma_1 \cup \Gamma_2 \cup \Gamma_3 \cup \Gamma_4 = \partial\Omega$.

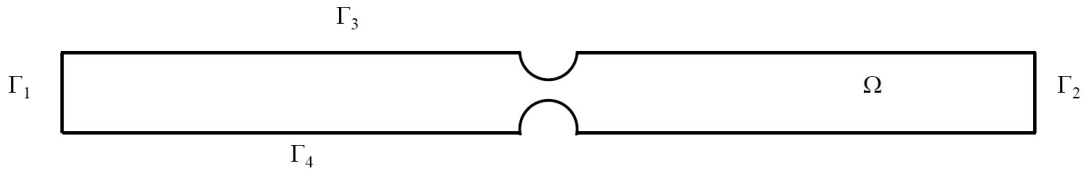


FIG. 2.1 – *Exemple de géométrie d'un élément fusible de type industriel en deux dimensions.*

2.3 Modèle électrique et méthode numérique

2.3.1 Choix des méthodes numériques

Nous présentons de façon succincte les méthodes de discrétisations spatiale et temporelle.

Discrétisation spatiale

Afin de prendre en compte les géométries réelles des éléments fusibles, nous utilisons la méthode des éléments finis pour la discrétisation spatiale car le problème couplé (électrique et thermique) est de type parabolique. Cette méthode a largement été utilisée dans précédentes études [SAF 05] et [ROC 07]. L'approximation par éléments finis s'appuie sur un découpage (ou maillage) du domaine d'étude en domaines élémentaires ou éléments finis. Cette approximation est construite pour chaque domaine à partir des valeurs de la grandeur physique étudiée en certains points particuliers appelés nœuds. La grandeur étudiée obeït à certaines conditions de régularité pour assurer l'approximation globale sur tout le domaine. Le principal avantage d'une telle discrétisation est que chaque domaine élémentaire peut se présenter sous une forme géométrique simple (triangle ou quadrilatère en 2D, tétraèdre en 3D).

Discrétisation temporelle

Pour la discrétisation temporelle, un schéma semi-implicite de Chernoff, qui consiste à relaxer la relation entre l'enthalpie et la température a été utilisé.

2.3.2 Formulation du problème électrique

Le problème électrique revient à écrire les équations de Maxwell en régime stationnaire pour déterminer la distribution spatiale des grandeurs électriques à savoir :

- le potentiel électrique $V = V(\mathbf{x})$,
- le champ électrique $\mathbf{E} = \mathbf{E}(\mathbf{x})$,
- la densité de courant $\mathbf{J} = \mathbf{J}(\mathbf{x})$,
- l'effet Joule qui est utilisé comme donnée source dans le problème thermique.

Avec $\mathbf{x}$ qui représente une position dans l'espace appartenant au domaine Ω de coordonnées telles que :

$$\mathbf{x} = \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix}.$$

L'écriture des équations de Maxwell en stationnaire et les démonstrations conduisant à la formulation des équations du problème électrique se trouvent dans l'annexe A.

Le problème électrique qui décrit le comportement des grandeurs électriques à l'intérieur de l'élément fusible se traduit par l'équation (2.1) :

$$div(\sigma \overrightarrow{grad}\ V) = 0, \tag{2.1}$$

où $\sigma = \sigma(T) = \sigma(H)$ est la conductivité électrique du matériau évoluant avec la température T ou l'enthalpie H.

Les autres grandeurs illustrant le problème électrique sont le champ électrique $\mathbf{E}$ et le vecteur densité de courant $\mathbf{J}$ qui sont obtenus par les équations (2.2) et (2.3) :

$$\mathbf{E} = -\overrightarrow{grad}\ V, \tag{2.2}$$

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E}. \tag{2.3}$$

Aux équations (2.1), (2.2) et (2.3), il est nécessaire d'ajouter des conditions aux limites pour compléter la formulation du problème. Les conditions aux limites (CL) sont généralement de deux types :

- CL de **Dirichlet :** une valeur connue de potentiel est imposée sur tous les nœuds situés sur une partie de la frontière du domaine ;
- CL de **Neumann :** une densité de courant est imposée sur une partie de la frontière du domaine. Il est à noter que la condition de Neumann peut être de type homogène ou non homogène.

Conformément à la description des frontières géométriques, les conditions aux limites sont imposées de la manière suivante :

i. sur la partie de frontière Γ_1 (anode), est imposée à chaque instant t une valeur de courant $I(t)$ entrant dans l'élément à travers la surface $|\Gamma_1|$.

$$\sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} = \frac{I(t)}{|\Gamma_1|}, \tag{2.4}$$

où $\mathbf{n}$ est un vecteur unitaire normal à la surface Γ_1 et orienté vers l'extérieur de cette surface.

ii. Sur la partie de frontière Γ_2 (cathode), une condition de Dirichlet sur le potentiel est imposée.

$$V = 0. \tag{2.5}$$

iii. Sur les parties de frontière Γ_3 et Γ_4, une condition de Neumann homogène est imposée :

$$\sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} = 0, \tag{2.6}$$

$\mathbf{n}$ représente la normale unitaire extérieure aux surfaces de Γ_3 et Γ_4.

Avec les hypothèses imposées sur la géométrie, le problème électrique complet s'écrit :

$$\begin{cases} div(\sigma \overrightarrow{grad} V) = 0, & \text{dans } \Omega, \\ \sigma \dfrac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} = \dfrac{I(t)}{|\Gamma_1|}, & \text{sur } \Gamma_1 \times [0, \tau], \\ V = 0, & \text{sur } \Gamma_2, \\ \sigma \dfrac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} = 0, & \text{sur } \Gamma_{3,4}, \\ \mathbf{E} = -\overrightarrow{grad}\ V, & \text{dans } \Omega, \\ \mathbf{J} = \sigma \mathbf{E}, & \text{dans } \Omega, \end{cases} \tag{2.7}$$

τ est défini comme une valeur fixée pour le temps.

Remarque : *il est intéressant de noter que bien qu'il soit formulé à partir des équations de Maxwell stationnaires, le problème électrique dépend du temps via la condition de Neumann imposée à la frontière* Γ_1.

2.3.3 Formulation variationnelle

Pour résoudre le problème (2.7), nous allons utiliser la formulation variationnelle décrite ci-après. Considérons une fonction test $\psi = \psi(\mathbf{x}) = \psi(x, y)$, régulière qui satisfait à la condition aux limites (2.5). Multiplions l'équation du potentiel (2.1) par ψ et intégrons sur Ω, il vient :

$$\begin{cases} \int_\Omega (div(\sigma \overrightarrow{grad}\ V))\psi\ d\Omega = 0, & \text{dans } \Omega, \\ \psi = 0, & \text{sur le bord } \Gamma_2. \end{cases} \tag{2.8}$$

Pour obtenir la formulation variationnelle ou *formulation faible* du problème électrique, utilisons la formule de Green rappelée ci-après.

Considérons Ω un domaine de $\mathbb{R}^2$, $\mathbf{n}$ le vecteur unitaire normal extérieur à la surface Γ du domaine. Soit u et v deux fonctions régulières. La formule de Green s'écrit :

$$\int_\Omega div \cdot (\overrightarrow{grad}\ u)v\ d\Omega = -\int_\Omega grad\ u \cdot grad\ v\ d\Omega + \int_\Gamma \frac{\partial u}{\partial \mathbf{n}} v\ d\Gamma. \tag{2.9}$$

Il vient

$$\int_\Omega (div \cdot (\sigma \overrightarrow{grad}\ V))\ \psi\ d\Omega = -\int_\Omega ((\sigma \overrightarrow{grad}\ V) \cdot \overrightarrow{grad}\ \psi)\ d\Omega + \int_{\partial\Omega} \sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}}\ \psi d\Gamma.$$

Sachant que sur la frontière $\partial\Omega$ nous pouvons écrire,

$$\int_{\partial\Omega} \sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}}\ \psi\ d\Gamma = \frac{I(t)}{|\Gamma_1|} \int_{\Gamma_1} \psi\ d\Gamma + \int_{\Gamma_2} \sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} \psi\ d\Gamma + \int_{\Gamma_3} \sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} \psi\ d\Gamma + \int_{\Gamma_4} \sigma \frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} \psi\ d\Gamma,$$

où $\partial\Omega = \cup_{i=1}^4 \Gamma_i$. La prise en compte des conditions aux limites sur chaque frontière conduit à la formulation faible du problème électrique qui s'écrit :

$$\int_\Omega (\overrightarrow{grad}\ \psi \cdot (\sigma \overrightarrow{grad}\ V))\ d\Omega = \frac{I(t)}{|\Gamma_1|} \int_{\Gamma_1} \psi\ d\Gamma. \tag{2.10}$$

2.3.4 Discrétisation spatiale par éléments finis

L'élément fusible décrit précédemment représente le domaine Ω et sa frontière $\partial\Omega$ constituée de plusieurs bords Γ_1, Γ_2, Γ_3, Γ_4. Le maillage $\bar{\Omega}$ du domaine Ω est un ensemble $\mathcal{T}_h$ de triangles $(K_i)_{1 \leq i \leq N_{el}}$ qui vérifient :

1. $K_i \subset \bar{\Omega}$ et $\bar{\Omega} = \Omega = \cup_{i=1}^{N_{el}} K_i$.
2. L'intersection de deux triangles distincts $K_i \cap K_j$ est soit vide, soit réduite à un sommet commun, soit une arête entière commune.

N_{el} est le nombre de triangles K_i et h un paramètre qui caractérise l'arête la plus longue de K_i. Nous reviendrons sur la description de h à la fin de ce chapitre.

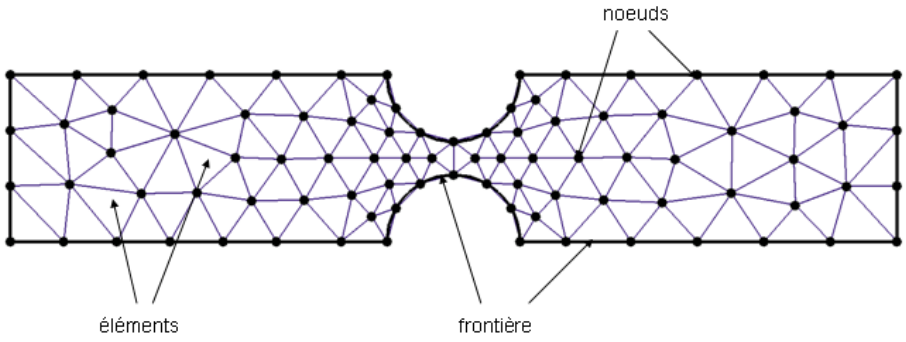


FIG. 2.2 – *Exemple de maillage bidimensionnel du domaine* Ω.

Etant donné un maillage $\mathcal{T}_h$ de Ω, la méthode des éléments finis $\mathbb{P}_1$ ou éléments finis triangulaires de Lagrange d'ordre 1 associés au maillage, est définie par l'espace discret :

$$\mathcal{V}_h = \left\{ \psi \in C^0(\bar{\Omega}) \text{ tel que } \psi|_{K_i} \in \mathbb{P}_1 \text{ pour tout } K_i \in \mathcal{T}_h \right\}.$$

Définissons aussi le sous-espace $\mathcal{V}_{0h}$, qui est une approximation de l'espace $\mathcal{V}_h$ par,

$$\mathcal{V}_{0h} = \{ \psi \in \mathcal{V}_h \text{ tel que } \psi = 0 \text{ sur } \Gamma_2 \},$$

où $\mathbb{P}_1$ est l'ensemble des polynômes de degré inférieur ou égal à 1.

Soit N_i l'ensemble des fonctions linéaires de base de $\mathcal{V}$ qui s'écrivent,

$$N_i = a_i + b_i x + c_i y.$$

Les fonctions d'interpolations N_i vérifient :

$$N_i(\mathbf{x}_j) = N_i(x_j, y_j) = \delta_{ij}, \qquad \forall\, i, j.$$

Les N_i forment une base de $\mathcal{V}$, $\mathbf{x}_j$ les coordonnées du sommet j du triangle K_i et δ_{ij} est le symbole de Kronecker.

Le problème discret consiste alors à rechercher une fonction $V \in \mathcal{V}_{0h}$ obéissant à l'équation (2.10) :

$$\int_\Omega (\overrightarrow{grad}\ \psi \cdot (\sigma \overrightarrow{grad}\ V))\ d\Omega = \frac{I(t)}{|\Gamma_1|} \int_{\Gamma_1} \psi\ d\Gamma.$$

Dans l'ensemble du domaine Ω, la décomposition du potentiel $V = V(\mathbf{x}) = V(x,y)$ dans la base $N_i \in \mathscr{V}_{0h}$ s'écrit :

$$\begin{aligned} V(x,y) &= \Big[N_1(x,y) \ \cdots N_i(x,y) \ \cdots N_{noe}(x,y)\Big] \left\{ \begin{array}{c} V_1 \\ \cdots \\ V_i \\ \cdots \\ V_{noe} \end{array} \right\} \\ &= \Big[N(x,y)\Big] \{V\}. \end{aligned} \tag{2.11}$$

De même la fonction test $\psi = \psi(\mathbf{x}) = \psi(x,y)$ s'exprime dans le domaine Ω par :

$$\begin{aligned} \psi(x,y) = \Big[N(x,y)\Big] \{\psi\} &= \{\psi\}^{Tr} \Big[N(x,y)\Big]^{Tr} \\ &= \left\{ \begin{array}{c} \psi_1 \\ \vdots \\ \psi_i \\ \vdots \\ \psi_{noe} \end{array} \right\}^{Tr} \Big[N_1(x,y) \cdots N_i(x,y) \cdots N_{noe}(x,y)\Big]^{Tr}, \end{aligned} \tag{2.12}$$

où :

- *noe* représente le nombre de nœuds du maillage,
- les fonctions $N_i(x,y)$ sont les fonctions d'interpolation,
- $\Big[N(x,y)\Big]$ est la matrice d'interpolation,
- $\{V\}$ la matrice des potentiels aux noeuds.

Comme la détermination de la solution s'effectue d'abord dans chaque élément, nous pouvons alors utiliser la représentation locale (sur un élément) du potentiel.

Les fonctions d'interpolation locales N_i^e vérifient aussi :

$$N_i^e(\mathbf{x}_j) = N_i^e(x_j, y_j) = \delta_{ij}, \qquad \forall\ i,j$$

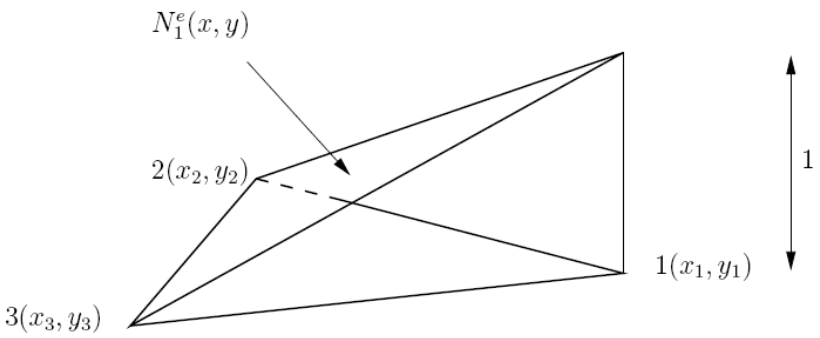


FIG. 2.3 – *Illustration de la valeur prise par les fonctions d'interpolation N_i aux nœuds. Exemple au nœud* 1 *d'un élément triangulaire à 3 nœuds.*

Pour un élément dont les nœuds sont numérotés 1, 2 et 3 (dans le sens trigonométrique), l'écriture du potentiel $V|_K \simeq V^e$ dans la base des N_i donne :

$$\begin{aligned} V^e(x,y) &= \left[N_1^e(x,y)\ N_2^e(x,y)\ N_3^e(x,y)\right] \left\{ \begin{array}{c} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \end{array} \right\} \\ &= \left[N^e(x,y)\right] \{V^e\}, \end{aligned} \tag{2.13}$$

où :

$$V^e(x_1,y_1) = V_1, \quad V^e(x_2,y_2) = V_2, \quad V^e(x_3,y_3) = V_3.$$

Appliquons le même raisonnement pour la fonction ψ :

$$\begin{aligned} \psi^e(x,y) = \left[N^e(x,y)\right] \{\psi^e\} &= \{\psi^e\}^{Tr} \left[N^e(x,y)\right]^{Tr}, \\ &= \left\{ \begin{array}{c} \psi_1^e \\ \psi_2^e \\ \psi_3^e \end{array} \right\}^{Tr} \left[N_1^e(x,y)\ N_2^e(x,y)\ N_3^e(x,y)\right]^{Tr} \end{aligned} \tag{2.14}$$

où :

$$\psi^e(x_1,y_1) = \psi_1, \quad \psi^e(x_2,y_2) = \psi_2, \quad \psi^e(x_3,y_3) = \psi_3.$$

Nous pouvons ainsi déduire les expressions du gradient de V et du gradient de ψ comme suit,

$$\overrightarrow{grad}\ V = [\overrightarrow{grad}\ N^e(x,y)] \cdot \{V^e\}, \tag{2.15}$$

$$\overrightarrow{grad}\ \psi = \{\psi^e\}^{Tr} \cdot [\overrightarrow{grad}\ N^e(x,y)]^{Tr}, \tag{2.16}$$

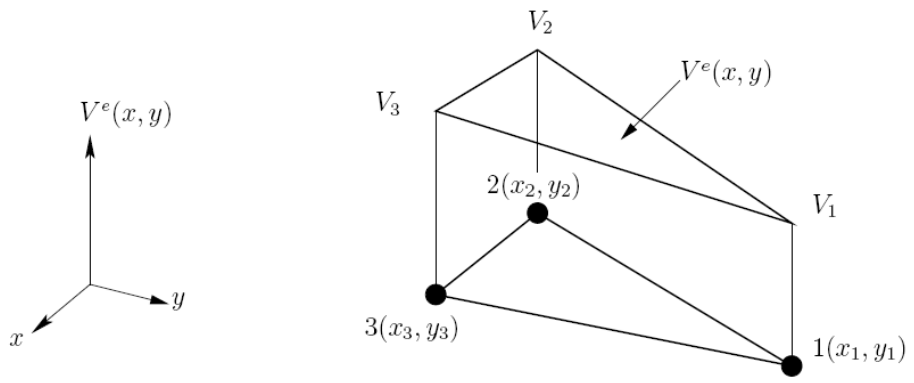


FIG. 2.4 – *Illustration de la valeur prise par le potentiel sur chaque nœud : (V_1, V_2, V_3) et de la valeur prise par le potentiel dans l'élément $V^e(x,y)$.*

Remplaçons les expressions des gradients de V et de ψ dans l'équation (2.10), nous obtenons alors :

$$\{\psi^e\}^{Tr}\left(\sum_{i=1}^{3} V_j^e \int_K \sigma\ \overrightarrow{grad}\ N_j^e \cdot \overrightarrow{grad}^{Tr}\ N_i^e\ d\Omega\right) = \{\psi^e\}^{Tr}\left(\frac{I(t)}{|\Gamma_1|}\int_{\Gamma_1} N_i^e d\Gamma\right), \tag{2.17}$$

ce qui finalement donne à résoudre le sytème suivant :

$$\sum_{i=1}^{3} V_j^e \int_K \sigma\ \overrightarrow{grad}\ N_j^e \cdot \overrightarrow{grad}^{Tr}\ N_i^e\ d\Omega = \frac{I(t)}{|\Gamma_1|}\int_{\Gamma_1} N_i^e d\Gamma. \tag{2.18}$$

On obtient donc le système linéaire suivant sur l'élément K :

$$\mathbb{A}^e\mathbb{V}^e = \mathbb{B}^e,$$

où

$$a_{ij}^K = \int_K \sigma\ \overrightarrow{grad}\ N_j^e \cdot \overrightarrow{grad}^{Tr} N_i^e\ d\Omega_K,$$

$$v_j^K = \sum_{i=1}^{3} V_j^e,$$

$$b_i^K = \frac{I(t)}{|\Gamma_1|}\int_{\Gamma_1} N_i^e d\Gamma.$$

La matrice élémentaire $\mathbb{A}^e$ dont les coefficients sont a^e_{ij} est la matrice de diffusion, Le vecteur $\mathbb{V}^e$ contient les inconnues v_j et le vecteur $\mathbb{B}^e$ est le second membre.

Les matrices globales s'obtiennent ensuite par assemblage des matrices élémentaires :

$$\mathbb{A} = \sum_e \mathbb{A}^e,$$

$$\mathbb{V} = \sum_e \mathbb{V}^e,$$

$$\mathbb{B} = \sum_e \mathbb{B}^e.$$

2.4 Modèle thermique et méthode numérique

En appliquant le premier principe de la thermodynamique, l'équilibre thermique entre la variation par rapport au temps de l'enthalpie à l'intérieur de l'élément fusible et les échanges thermiques dans la lame, par rapport à la source calorifique s'écrit :

$$\frac{\partial H}{\partial t} - div\ (k\overrightarrow{grad}\ T) = \mathcal{S}, \tag{2.19}$$

où t représente le temps, H l'enthalpie volumique du système, T la température et $k = k(T) = k(H)$ la conductivité thermique du matériau.

L'équation (2.19) est l'équation de la chaleur dans laquelle les échanges thermiques sont réalisés principalement sous forme de conduction.

Le terme source du problème thermique est représenté par l'effet Joule résultant du passage du courant électrique dans l'élément :

$$\mathcal{S} = \frac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma}. \tag{2.20}$$

L'enthalpie volumique $H = H(T)$ d'un matériau pur s'exprime au moyen de la capacité thermique à pression constante c et de la masse volumique μ par la relation :

$$H(T) = \int_{T_{ref}}^{T} \mu c(\nu) d\nu, \tag{2.21}$$

où ν est une variable qui représente la température et T_{ref} une température de référence.

En prenant en compte les changements de phases isothermes, la fonction enthalpie peut être réécrite en fonction de la variable température ν suivant :

$$H(T) = \begin{cases} \displaystyle\int_{T_{ref}}^{T} \mu c_s(\nu)\, d\nu & si\ T < T_f, \\ \displaystyle\int_{T_{ref}}^{T_f} \mu c_s(\nu)\, d\nu + \mu \mathcal{L}_f & si\ T = T_f, \\ \displaystyle\int_{T_{ref}}^{T_f} \mu c_s(\nu)\, d\nu + \mu \mathcal{L}_f + \int_{T_f}^{T} \mu c_l(\nu) d\nu & si\ T_f < T < T_v, \\ \displaystyle\int_{T_{ref}}^{T_f} \mu c_s(\nu)\, d\nu + \mu \mathcal{L}_f + \int_{T_f}^{T_v} \mu c_l(\nu) d\nu + \mu \mathcal{L}_v & si\ T = T_v. \end{cases} \tag{2.22}$$

c_s et c_l représentent les capacités thermiques massiques à l'état solide et à l'état liquide, T_f et $\mathcal{L}_f$ la température et la chaleur latente de fusion du matériau alors que T_v et $\mathcal{L}_v$ se refèrent à la vaporisation du matériau pour la température et la chaleur latente.

La relation entre l'enthalpie et la température aussi appelée enthalpie-température s'obtient alors par intégration du second membre dans la formulation 2.22 en supposant la masse volumique constante et la capacité thermique constante sur chaque phase :

$$H(T) = \begin{cases} \mu c_s (T - T_{ref}) & si\ T \leq T_f, \\ \mu c_s (T - T_{ref}) + \mu \mathcal{L}_f & si\ T = T_v, \\ \mu c_s (T_f - T_{ref}) + \mu \mathcal{L}_f + \mu c_l (T - T_f) & si\ T_f < T < T_v. \\ \mu c_s (T_f - T_{ref}) + \mu \mathcal{L}_f + \mu c_l (T_v - T_f) + \mu \mathcal{L}_v & si\ T = T_v. \end{cases} \tag{2.23}$$

Nous posons,

$$H_{ref} = \mu c_s T_{ref}.$$

Réciproquement nous pouvons aussi définir une relation température-enthalpie à travers la fonction $\beta(H)$ tel que :

$$H \mapsto \beta(H) = T. \tag{2.24}$$

Ainsi :

$$\beta(H) = \begin{cases} \dfrac{H + H_{ref}}{\mu c_s} & \text{si } H \leq H_s = \mu c_s T_f, \\ \\ T_f & \text{si } H_s \leq H < H_s + \mu \mathcal{L}_f, \\ \\ T_f + \dfrac{H - H_{ref} - \mu c_s T_f - \mu \mathcal{L}_f}{\mu c_l} & \text{si } H_s + \mu \mathcal{L}_f \leq H \leq H_l = \mu c_l T_v, \\ \\ T_v & \text{si } H_l \leq H \leq H_l + \mu \mathcal{L}_v, \end{cases} \tag{2.25}$$

où H_{ref}, H_s, H_l sont les valeurs de l'enthalpie respectivement, à la température de référence, à la température de fusion et à la température de vaporisation.
Remarque : *sur un plan numérique, les fonctions enthalpie-température $H(T)$ et température-enthalpie $\beta(H)$ sont obtenues par lissage polynomial à partir de données bibliographiques sur la température.*

2.4.1 Formulation en enthalpie

La résolution d'un problème thermique en présence de changements de phases, appelé aussi problème de Stefan, s'avère difficile en considérant le fait que l'obtention de la solution doit être effectuée sur un domaine géométrique différent pour chaque phase. De plus lorsque l'inconnue du problème est la température, les changements de phases rendent le traitement numérique du problème complexe à cause de problèmes de dégénérescence rencontrés aux endroits où la température est constante [SAF 05].

Cette difficulté est en général surmontée en résolvant l'équation de la chaleur non pas en température mais en enthalpie. Ce choix se justifie par le fait que, pour un matériau pur, la fonction enthalpie est continue et croissante [AMI 91]. Le processus thermique qui régit le transfert thermique dans l'élément fusible étant composé de changements de phases, nous pouvons alors formuler le problème de Stefan ainsi :

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H}{\partial t} - div(k \overrightarrow{grad} T) = \dfrac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma}, \\ \\ T = \beta(H). \end{cases} \tag{2.26}$$

L'écriture des conductivités thermique et électrique en fonction de l'enthalpie permet de

réécrire le système,

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H}{\partial t} - div\left(k(\beta(H))\overrightarrow{grad}\ \beta(H)\right) = \dfrac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma\left(\beta(H)\right)}, \\ \\ T = \beta(H). \end{cases} \tag{2.27}$$

La formulation (2.27) ramène le problème à une seule inconnue qui est l'enthalpie.

Comme dans le cas électrique cette formulation est complétée par des conditions aux limites (pour la résolution en espace) et une condition initiale (pour la résolution en temps).

CL : sur les parties de la frontière Γ_1, Γ_2, Γ_3 et Γ_4, on impose une condition de Neumann homogène.

$$k\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = 0. \tag{2.28}$$

Cette condition d'adiabaticité suppose un contact thermique parfait au niveau de l'anode (Γ_1) et de la cathode (Γ_2), mais aussi un flux de chaleur nul (pas d'échanges thermiques avec le milieu environnant) sur les parties de frontières Γ_3 et Γ_4.

CI : à l'instant $t = 0$ sur tout le domaine Ω, des valeurs initiales d'enthalpie et de température sont imposées :

$$\begin{cases} H(t=0) = H_0, \\ \\ T(t=0) = T_0. \end{cases} \tag{2.29}$$

Le problème thermique complet s'écrit alors :

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H}{\partial t} - div\ (k\ \overrightarrow{grad}\ T) = \dfrac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma}, & \text{dans } \Omega\times]0,\tau], \\ \\ T = \beta(H), & \text{sur } \Omega\times]0,\tau], \\ \\ k\dfrac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = 0, & \text{sur } \Gamma_{1,2,3,4}\times]0,\tau], \\ \\ H = H_0, & \text{dans } \Omega, \text{ pour } t = 0, \\ \\ T = T_0, & \text{dans } \Omega, \text{ pour } t = 0. \end{cases} \tag{2.30}$$

Comme dans le cas électrique, τ définit une valeur fixée du temps. Dans la majorité des problèmes thermiques, τ est équivalent au temps de fusion [AMI 91] ou au temps de vaporisation [MAS 03].

2.4.2 Discrétisation en temps

Pour discrétiser en temps le problème thermique, nous allons introduire un schéma de Chernoff semi-implicite. Le schéma de Chernoff décrit dans [BER 79], permet le traitement des problèmes thermiques incluant les changements de phases. Le schéma semi-implicite assure la stabilité du problème selon une condition que nous verrons par la suite.

Soit $\Delta t = (t^{n+1} - t^n)$ le pas de temps que nous prendrons toujours constant et t^n le temps au pas n tel que t^n= nΔt pour $n = 0, 1, 2, 3...$ Posons pour une fonction $f(t)$, f^n une approximation de $f(n\Delta t)$. Cette écriture appliquée aux différentes grandeurs de l'équation donne :

- H^n, une approximation de H au temps t^n ;
- T^n, une approximation de T au temps t^n ;
- $k^n = k(\beta(H^n))$, une approximation de k au temps t^n ;
- $|\mathbf{J}|^n$, une approximation de $|\mathbf{J}|$ au temps t^n ;
- $\sigma^n = \sigma(\beta(H^n))$, une approximation de σ au temps t^n.

Ainsi, nous pouvons écrire l'équation de la chaleur sous la forme discrétisée suivante :

$$\frac{H^{n+1} - H^n}{\Delta t} - div\ (k^n\ \overrightarrow{grad}\ T^{n+1}) = \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n}. \tag{2.31}$$

Le schéma semi-implicite de Chernoff consiste à relaxer l'équation (2.31) de la manière suivante :

$$H = \beta^{-1}(H(T)),$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{1}{\beta'(H)} \frac{\partial T}{\partial t}.$$

Nous écrivons ensuite,

$$H^{n+1} = H^n + \gamma \left(T^{n+1} - \beta(H^n) \right), \tag{2.32}$$

où γ est un paramètre de relaxation qui assure la stabilité du schéma semi-implicite en satisfaisant à la condition :

$$0 < \gamma \leq \frac{1}{max\ \beta'(H)}.$$

La formulation semi-implicite est obtenue pour T^{n+1} d'après les équations (2.31) et (2.32)

$$\gamma \frac{T^{n+1} - \beta(H^n)}{\Delta t} - div\ (k^n\ \overrightarrow{grad}\ T^{n+1}) = \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n}. \tag{2.33}$$

Le paramètre de relaxation γ correspondant à $\beta'(H)$ est déduit de la relation :

$$H \mapsto \beta(H),$$
$$\overrightarrow{grad}\ \beta(H) = \beta'(H)\overrightarrow{grad}\ H.$$

La condition de stabilité du schéma est donc :

$$max\ \beta'(H) = max\ \left\{\frac{1}{\mu c_s}; \frac{1}{\mu c_l}\right\} > 0.$$

Dans l'équation (2.32) T^{n+1} est une pseudo-température ; pour éviter toute confusion celle-ci est notée par la suite $\tilde{T}^{n+1}$. La température au pas $n+1$ est obtenue par l'équation (2.34) :

$$T^{n+1} = \beta(H^{n+1}). \tag{2.34}$$

2.4.3 Formulation variationnelle

Comme dans le problème électrique, considérons une fonction test $\xi = \xi(\mathbf{x}) = \xi(x, y)$ régulière que nous multiplions par l'équation (2.33) et que nous intégrons ensuite sur Ω :

$$\int_\Omega \gamma \frac{\tilde{T}^{n+1} - \beta(H^n)}{\Delta t}\xi\ d\Omega - \int_\Omega div \cdot (k^n \overrightarrow{grad}\ \tilde{T}^{n+1})\xi\ d\Omega = \int_\Omega \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n}\xi\ d\Omega,$$

après décomposition du terme temporel nous obtenons

$$\int_\Omega \gamma \frac{\tilde{T}^{n+1}}{\Delta t}\xi\ d\Omega - \int_\Omega div \cdot (k^n \overrightarrow{grad}\ \tilde{T}^{n+1})\xi\ d\Omega = \int_\Omega \gamma \frac{\beta(H^n)}{\Delta t}\xi\ d\Omega + \int_\Omega \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n}\xi\ d\Omega.$$

Considérons maintenant l'intégrale I tel que :

$$I = \int_\Omega div \cdot (k^n \overrightarrow{grad}\ \tilde{T}^{n+1})\xi\ d\Omega,$$

sur laquelle nous appliquons la formule de Green, il vient

$$I = -\int_\Omega (k^n \overrightarrow{grad}\ \tilde{T}^{n+1}) \cdot \overrightarrow{grad}\ \xi\ d\Omega + \int_{\partial\Omega} k^n \frac{\partial \tilde{T}^{n+1}}{\partial \mathbf{n}}\ \xi\ d\Gamma = I_1 + I_2.$$

Posons,

$$I_2 = \int_{\Gamma_1} k^n \frac{\partial \tilde{T}^{n+1}}{\partial \mathbf{n}} \xi \, d\Gamma + \int_{\Gamma_2} k^n \frac{\partial \tilde{T}^{n+1}}{\partial \mathbf{n}} \xi \, d\Gamma + \int_{\Gamma_3} k^n \frac{\partial \tilde{T}^{n+1}}{\partial \mathbf{n}} \xi \, d\Gamma + \int_{\Gamma_4} k^n \frac{\partial \tilde{T}^{n+1}}{\partial \mathbf{n}} \xi \, d\Gamma.$$

En prenant en compte les conditions aux limites sur chaque frontière conformément à l'équation (2.28), nous obtenons la valeur de I_2 :

$$I_2 = 0.$$

L'intégrale I se simplifie alors en :

$$\int_\Omega div \cdot (k^n \overrightarrow{grad} \ \tilde{T}^{n+1}) \xi \, d\Omega = - \int_\Omega (k^n \overrightarrow{grad} \ \tilde{T}^{n+1}) \cdot \overrightarrow{grad} \ \xi \, d\Omega$$

La formulation variationnelle pour la résolution du problème thermique s'écrit alors :

$$\int_\Omega \gamma \frac{\tilde{T}^{n+1}}{\Delta t} \xi \, d\Omega + \int_\Omega (k^n \overrightarrow{grad} \ \tilde{T}^{n+1}) \cdot \overrightarrow{grad} \ \xi \, d\Omega = \int_\Omega \gamma \frac{\beta(H^n)}{\Delta t} \xi \, d\Omega + \int_\Omega \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n} \xi \, d\Omega. \tag{2.35}$$

Le problème thermique peut alors être posé de la manière suivante, évaluer H : $\Omega \times]0, \tau]$ telle que :

• à t = 0

$$H(\mathbf{x}, 0) = H_0$$
$$T(\mathbf{x}, 0) = T_0$$

• à t $\neq$ 0

$$\int_\Omega \gamma \frac{\tilde{T}^{n+1}}{\Delta t} \xi \, d\Omega + \int_\Omega k^n (\overrightarrow{grad} \ \tilde{T}^{n+1}) \cdot \overrightarrow{grad} \ \xi \, d\Omega = \int_\Omega \gamma \frac{\beta(H^n)}{\Delta t} \xi \, d\Omega + \int_\Omega \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n} \xi \, d\Omega.$$

2.4.4 Discrétisation spatiale

Par analogie au problème électrique, considérons de nouveau le domaine Ω et sa frontière Γ constituée des bords Γ_1, Γ_2, Γ_3, Γ_4.

Une triangulation de $\bar{\Omega}$ est un ensemble $\mathcal{T}_h$ de triangles $(K_i)_{1 \leq i \leq N_{el}}$ tels que :
$K_i \subset \bar{\Omega}$ et $\bar{\Omega} = \cup_{i=1}^{N_{el}} K_i$

qui vérifient : $K_i \cap K_j = \begin{cases} \emptyset, \\ \text{un sommet, si } i \neq j, \\ \text{une arête entière commune.} \end{cases}$

La méthode des éléments finis $\mathbb{P}_1$ associée au maillage $\mathcal{T}_h$ de $\bar{\Omega}$, est définie par l'espace discret :

$$\mathcal{W}_h = \left\{ \xi \in C^0(\bar{\Omega}) \text{ tel que } \xi|_{K_i} \in \mathbb{P}_1 \text{ pour tout } K_i \in \mathcal{T}_h \right\}.$$

Une base de l'espace $\mathcal{W}_h$ est formée par l'ensemble des fonctions linéaires N_i,

$$N_i = a_i + b_i x + c_i y,$$

qui vérifient :

$$N_i(\mathbf{x_j}) = N_i(x,y) = \delta_{ij} \qquad \forall\, i,j.$$

Nous recherchons ainsi une fonction $H \in \mathcal{W}_h$ vérifiant l'équation (2.35) :

$$\int_\Omega \gamma \frac{\tilde{T}^{n+1}}{\Delta t} \xi \, d\Omega + \int_\Omega k^n (\overrightarrow{grad}\ \tilde{T}^{n+1}) \cdot \overrightarrow{grad}\ \xi \, d\Omega = \int_\Omega \gamma \frac{\beta(H^n)}{\Delta t} \xi \, d\Omega + \int_\Omega \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n} \xi \, d\Omega.$$

Nous pouvons comme pour la fonction V dans le problème électrique exprimer la fonction $H^n = H^n(\mathbf{x}) = H^n(x,y)$ (ou bien $T^n = T^n(\mathbf{x}) = T^n(x,y)$) dans la base $N_i \in \mathcal{W}_h$. Nous obtenons,

$$\begin{aligned} H^n(x,y) &= \left[N_1(x,y) \ \cdots N_i(x,y) \ \cdots N_{noe}(x,y) \right] \left\{ \begin{array}{c} H_1^n \\ \vdots \\ H_i^n \\ \vdots \\ H_{noe}^n \end{array} \right\} \\ &= \left[N(x,y) \right] \{H^n\}. \end{aligned} \tag{2.36}$$

Rappelons que dans l'équation (2.36) ci-dessus, H^n représente H au temps t^n. L'expression élémentaire de H au temps t^n s'écrit :

$$\begin{aligned} H_e^n(x,y) &= \left[N_1^e(x,y) \ N_2^e(x,y) \ N_3^e(x,y) \right] \left\{ \begin{array}{c} H_1^n \\ H_2^n \\ H_3^n \end{array} \right\} \\ &= \left[N^e(x,y) \right] \{H_e^n\}, \end{aligned} \tag{2.37}$$

où

$$H_e^n(x_1,y_1) = H_1^n, \quad H^n(x_2,y_2) = H_2^n, \quad H_e^n(x_3,y_3) = H_3^n.$$

L'écriture équivalente pour la température est :

$$T_e^n(x_1,y_1) = T_1^n, \quad T_e^n(x_2,y_2) = T_2^n, \quad T_e^n(x_3,y_3) = T_3^n.$$

Dans la figure 2.5 nous montrons un exemple illustrant les valeurs prises par la température aux nœuds d'un élément de type triangulaire.

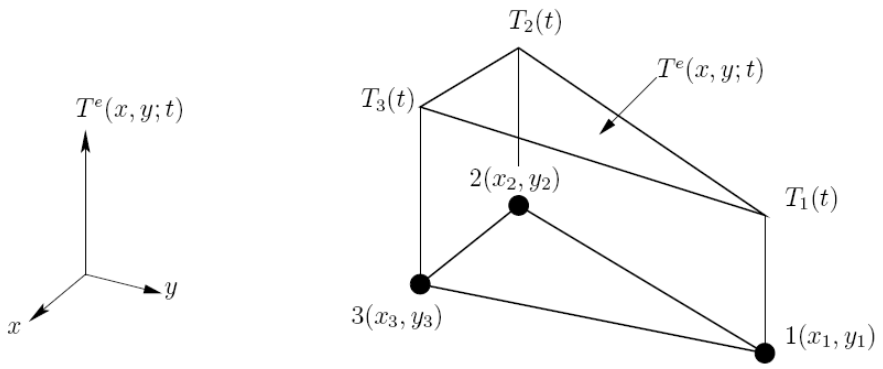


FIG. 2.5 – *Illustration de la valeur prise par la température sur chaque nœud : $(T_1(t), T_2(t), T_3(t))$ et de la valeur prise par la température $T^e(x,y;t)$ dans un élément triangulaire à 3 nœuds à un instant donné.*

Appliquons le même raisonnement pour la fonction ξ :

$$\xi^e(x,y) = \left[N^e(x,y)\right]\{\xi^e\} = \{\xi^e\}^{Tr}\left[N^e(x,y)\right]^{Tr}, \tag{2.38}$$

$$\overrightarrow{grad}\,\xi = \{\xi^e\}^{Tr}\left[\overrightarrow{grad}\,N^e(x,y)\right]^{Tr}. \tag{2.39}$$

La formulation variationnelle écrite dans chaque élément K donne :

$$\{\xi^e\}^{Tr}\left(\int_K \frac{\gamma}{\Delta t}\tilde{T}^{n+1}\,N_i^{Tr}\,d\Omega + \int_K k^n(\overrightarrow{grad}\,\tilde{T}^{n+1})\cdot\overrightarrow{grad}^{Tr}\,N_i\,d\Omega\right) = \{\xi^e\}^{Tr}\left(\int_K \frac{\gamma}{\Delta t}\beta(H_j^n)\,N_i^{Tr}\,d\Omega + \int_K \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n}\,N_i^{Tr}\,d\Omega\right). \tag{2.40}$$

Nous la réécrivons ensuite sous la forme,

$$\{\xi^e\}^{Tr}\left(\int_K \frac{\gamma}{\Delta t}\tilde{T}^{n+1}\,N_i^{Tr}\,d\Omega + \int_K k^n(\overrightarrow{grad}\,\tilde{T}^{n+1})\cdot\overrightarrow{grad}^{Tr}\,N_i^{Tr}\,d\Omega\right) - \{\xi^e\}^{Tr}\left(\int_K \frac{\gamma}{\Delta t}\beta(H_j^n)\,N_i^{Tr}\,d\Omega + \int_K \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n}\,N_i^{Tr}\,d\Omega\right) = 0, \tag{2.41}$$

$$\tag{2.42}$$

Nous obtenons ainsi le système élémentaire suivant à résoudre :

$$\sum_{i=1}^{3} \tilde{T}_j^{n+1} \left(\int_K \frac{\gamma}{\Delta t} N_j \; N_i^{Tr} \; d\Omega + \int_K k^n (\overrightarrow{grad} \; N_j \cdot \overrightarrow{grad}^{Tr} \; N_i \; d\Omega \right) =$$

$$\int_K \frac{\gamma}{\Delta t} \beta(H_j^n) N_j \; N_i^{Tr} \; d\Omega + \int_K \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n} \; N_i^{Tr} \; d\Omega.$$

Ce système étant linéaire nous pouvons poser :

$$\mathbb{A}_{ij}^n = \int_K \frac{\gamma}{\Delta t} \left(N_j \; N_i^{Tr} \right) \; d\Omega + \int_K k^n \left(\overrightarrow{grad} \; N_j \; \overrightarrow{grad}^{Tr} \; N_i \right) \; d\Omega.$$

$$\mathbb{B}_i^n = \int_K \frac{\gamma}{\Delta t} \; \beta(H_j^n) N_j \; N_i^{Tr} \; d\Omega + \int_K \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n} \; N_i^{Tr} \; d\Omega.$$

Nous pouvons ensuite distinguer les contributions suivantes :

- Matrice de capacité $\mathcal{LC}_{ij}$.

$$\mathcal{LC}_{ij} = \frac{\gamma}{\Delta t} \int_K \; N_j \; N_i^{Tr} \; d\Omega.$$

- Matrice de diffusion $\mathcal{D}_{ij}$.

$$\mathcal{D}_{ij} = \int_K \left(k^n \; \overrightarrow{grad} \; N_j \; \overrightarrow{grad} \; N_i^{Tr} \right) d\Omega.$$

- Matrice du terme source $\mathcal{F}_i$.

$$\mathcal{F}_i = \frac{|\mathbf{J}^n|^2}{\sigma^n} \; \int_K \; N_i^{Tr} \; d\Omega.$$

- Vecteur solution au pas précédent $\mathcal{B}_i$.

$$\mathcal{B}_i = \frac{\gamma}{\Delta t} \int_K \; \beta(H_j^n) \; N_j N_i^{Tr} \; d\Omega.$$

Ce système linéaire élémentaire à la forme suivante :

$$\mathbb{A}^n \tilde{\mathbb{K}}^{n+1} = \mathbb{K}^n$$

Le problème thermique sous forme matricielle compacte s'écrit alors :

$$\mathbb{A}^n \tilde{\mathbb{T}}^{n+1} = \mathbb{B}^n, \tag{2.43a}$$

$$\mathbb{H}^{n+1} = \mathbb{H}^n + \gamma(\tilde{\mathbb{T}}^{n+1} - \mathcal{B}(\mathbb{H}^{n+1})), \tag{2.43b}$$

$$\mathbb{T}^{n+1} = \mathcal{B}(\mathbb{H}^{n+1}). \tag{2.43c}$$

L'obtention des matrices globales s'effectue ensuite par assemblage des matrices élémentaires.

2.5 Méthode numérique pour le calcul des grandeurs énergétiques

La détermination des grandeurs énergétiques telles que la contrainte thermique de préarc et l'énergie dissipée à travers la résistance de l'élément fusible ne s'effectue pas directement par la résolution du problème électrique ou du problème thermique. En effet la valeur instantanée du courant électrique traversant l'élément fusible est connue et imposée comme condition aux limites à l'élément. Nous avons vu au chapitre 1 que la contrainte thermique de préarc est définie par :

$$(I^2t)_{\text{Préarc}} = \int_0^{t_{\text{Préarc}}} i^2(t)dt.$$

Le calcul de l'énergie Joule dissipée durant le régime de préarc, requiert la connaissance de la résistance dans l'élément fusible, cette résistance est obtenue par la formule :

$$R(t) = \frac{\Delta V(t)}{i(t)}, \tag{2.44}$$

où $\Delta V(t)$ est la différence de potentiel aux bornes de l'élément fusible qui évolue en fonction du temps. Une fois la résistance dans l'élément fusible connue, l'énergie dissipée est alors calculée par la formule :

$$E_J = \int_0^{t_{\text{Préarc}}} R(t) \times i^2(t)dt.$$

Pour approcher numériquement ces intégrales, nous utilisons la méthode d'intégration dite *méthode des trapèzes*.

Rappel de la méthode des trapèzes

Soit f(t) une fonction continue sur l'intervalle $[0, \tau]$, l'intégrale de f(t) sur cet intervalle peut être calculée par :

$$\int_0^{\tau} f(t)dt = \sum_{n=0}^{k-1} \int_{t_n}^{t_{n+1}} f(t)dt \simeq \frac{1}{2} \sum_{n=0}^{k-1} \left[(t_{n+1} - t_n)(f(t_{n+1}) + f(t_n))\right], \tag{2.45}$$

où t_n est le temps au pas n et $f(t_n)$ représente la valeur de f(t) au temps t_n.

Intégration numérique de la contrainte thermique de préarc

Soit i_n^2 la valeur de $i^2(t)$ au temps t_n et t_k l'instant correspondant au temps de préarc $t_{\text{Préarc}}$, la contrainte thermique de préarc est déterminée par :

$$(I^2t)_{\text{Préarc}} = \int_0^{t_k} i^2(t)dt = \frac{1}{2} \sum_{n=0}^{k-1} \left[(t_{n+1} - t_n)(i_{n+1}^2 + i_n^2)\right]. \tag{2.46}$$

Intégration numérique de l'énergie dissipée durant le préarc

Soit R_n la valeur de la résistance du fusible au temps t_n, l'énergie dissipée par effet Joule dans le fusible à la fin du régime de préarc est approchée numériquement par :

$$E_J = \int_0^{t_k} R(t) \times i^2(t)dt = \frac{1}{2}\sum_{n=0}^{k-1}\left[(t_{n+1} - t_n)(R_{n+1}i_{n+1}^2 + R_n i_n^2)\right]. \qquad (2.47)$$

2.6 Fonctions thermodynamiques et coefficients de transport

Cette section présente les courbes d'évolutions en fonction de la température des fonctions thermodynamiques et des coefficients de transport de l'argent utilisés dans les simulations numériques. Toutes ces grandeurs thermophysiques sont tirées de différentes sources bibliographiques [BAH 95], [MAT 79], [BRE 05] et [CAG 06]. Les fonctions et grandeurs thermodynamiques écrites sous formes polynômiales sont données dans l'annexe B.

2.6.1 Enthalpie et température

Les figures 2.6 et 2.7 représentent les courbes des fonctions enthalpie-température et de température-enthalpie pour l'argent obtenues à partir des tables de [BAH 95]. Ces fonctions ont ensuite été lissées pour être utilisées dans les simulations numériques.

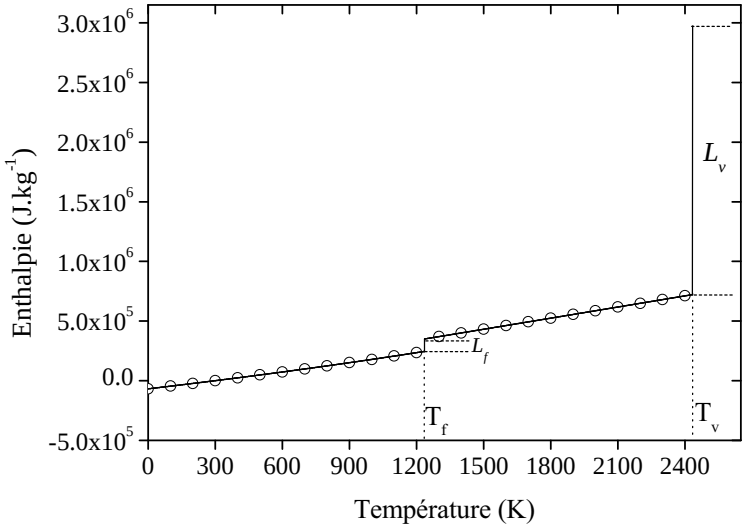


FIG. 2.6 – *Courbe de l'enthalpie en fonction de la température pour l'argent [BAH 95].*

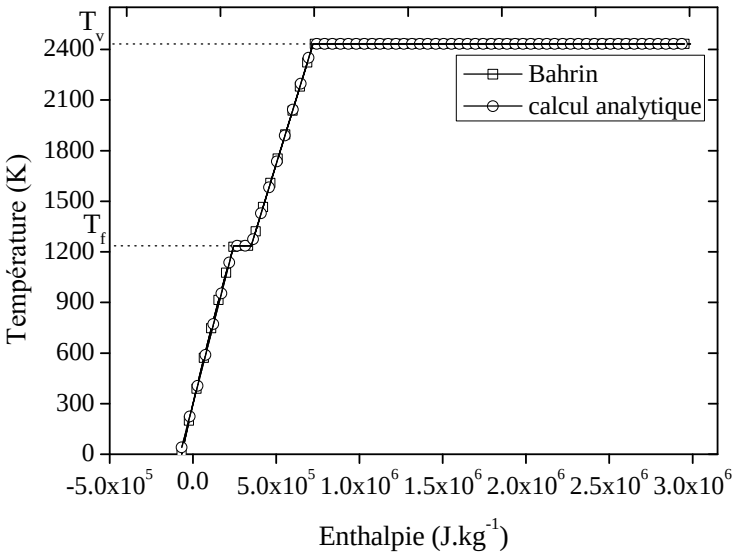


FIG. 2.7 – *Courbe de la température en fonction de l'enthalpie pour l'argent obtenue par [BAH 95] et par calcul analytique.*

2.6.2 Résistivité électrique et conductivité électrique

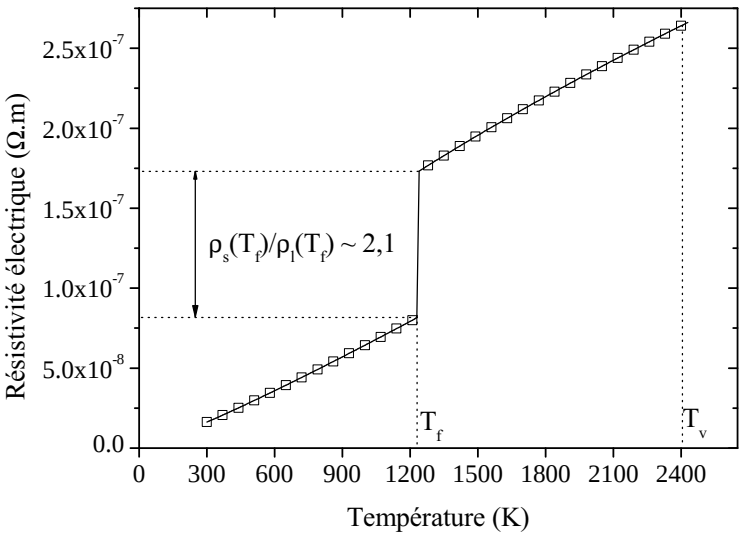


FIG. 2.8 – *Résistivité électrique de l'argent en fonction de la température [MAT 79].*

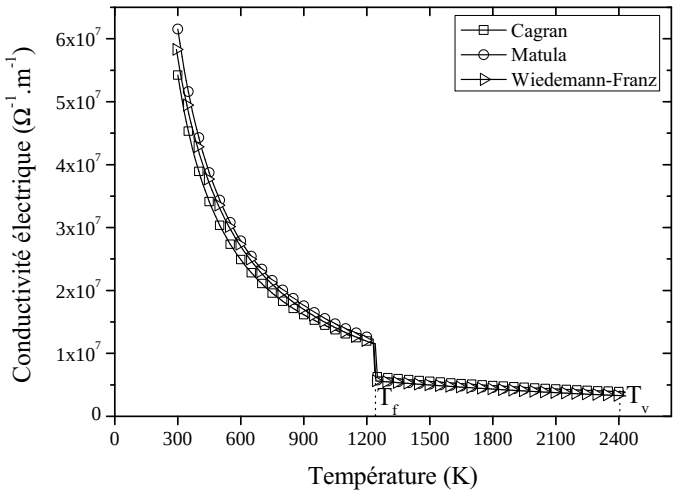


FIG. 2.9 – *Conductivité électrique de l'argent en fonction de la température. Comparaison de différentes sources bibliographiques : □ Cagran [CAG 06], ◯ Matula [MAT 79] et ▷ Wiedemann-Franz [BRE 05].*

La figure 2.8 illustre l'évolution de la résistivité électrique de l'argent en fonction de la température mesurée par [MAT 79]. Ces mesures sont obtenues jusqu'à 1700 K, les valeurs situées au-dessus de cette température ont été obtenues par extrapolation.

La figure 2.9 représente les courbes de conductivité électrique de l'argent en fonction de la température obtenues par trois méthodes :
• la première méthode utilise les valeurs de résistivité électrique mesurées par Matula, la relation entre conductivité et résistivité s'écrit :

$$\sigma = \frac{1}{\rho}, \tag{2.48}$$

où ρ correspond à la résistivité électrique,
• la seconde courbe est obtenue à partir des mesures effectuées par [CAG 06],
• la troisième courbe est obtenue en utilisant la loi de Wiedemann-Franz [BRE 05] qui relie la conductivité thermique et la conductivité électrique par la relation :

$$\frac{k}{\sigma} = L \times T, \tag{2.49}$$

où $L = 2,45 \times 10^{-8}\ W.\Omega.K^{-2}$ est la constante de Lorenz.

2.6.3 Conductivité thermique

La figure 2.10 représente la courbe de conductivité thermique de l'argent en fonction de la température.

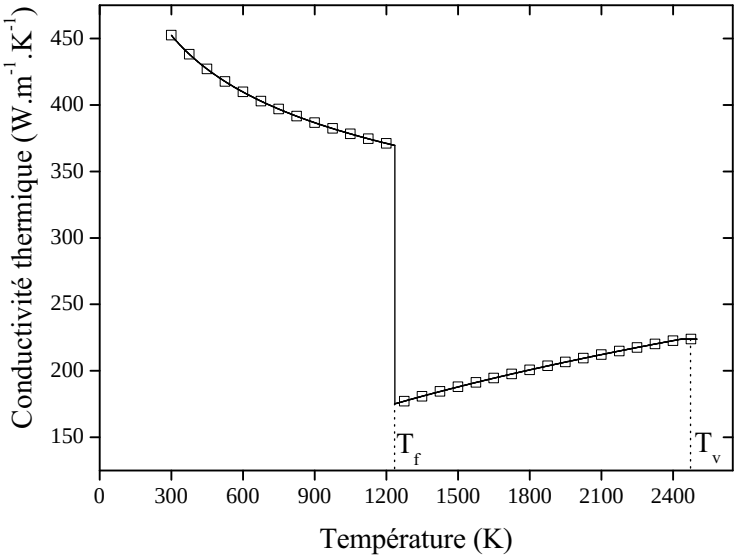


FIG. 2.10 – *Conductivité thermique de l'argent en fonction de la température [TOU 70].*

2.7 Outils numériques

Pour mettre en œuvre les modèles étudiés au niveau informatique, un code de calcul a été développé au laboratoire. Le code de calcul utilise des programmes écrits en langage C et C++. Ces programmes s'aident de la bibliothèque OFELI.

La bibliothèque OFELI permet d'effectuer la génération et la résolution de systèmes linéaires relatifs aux problèmes physiques. Cette bibliothèque permet aussi un interfaçage avec différents pré- et post-processeurs notamment pour la lecture des maillages et le post-traitement des données. La construction des géométries et la génération des maillages sont obtenues à partir du logiciel GMSH.

Le logiciel GMSH est un outil de conception assisté par ordinateur (CAO), il est construit autour de quatre modules : géométrie, maillage, solveur et post-traitement. La spécification de n'importe quelle entrée à ces modules se fait soit de manière interactive par l'interface utilisateur graphique, soit en fichiers texte ascii en utilisant un langage de script propre à GMSH.

2.8 Tests numériques

Nous avons réalisé des tests numériques pour évaluer la sensibilité des résultats au pas de discrétisation spatiale h et au pas de discrétisation temporelle Δt dans le but de déterminer le choix final pour le maillage spatial et le pas de temps pour les calculs.

Le pas de discrétisation spatiale h utilisé dans la méthode des éléments finis est défini comme la mesure du diamètre du cercle circonscrit à un élément triangulaire. Ce diamètre représente la longueur de l'arête la plus longue d'un élément triangulaire dans le cas d'un maillage non-structuré.

Pas d'espace h (m)	Pas de temps Δt (s)	Durée de préarc $t_{\text{Préarc}}$ (ms)
10^{-4}	1×10^{-5}	7,46
5×10^{-5}	1×10^{-5}	7,38
$2,5 \times 10^{-5}$	1×10^{-5}	7,34
$1,25 \times 10^{-5}$	1×10^{-5}	7,34

TAB. 2.1 – *Résultats de la sensibilité spatiale sur le temps de préarc avec un pas de temps constant.*

La figure 2.11 représente l'évolution de la température pour différentes valeurs du pas d'espace et un pas de temps fixée à $\Delta t = 10^{-5}$ s. Les écarts observés restent inférieurs à 2 %. Les résultats montrent que la solution obtenue pour la température converge à partir de $h = 2,5 \times 10^{-5}$ m. Cette valeur sera utilisée dans les simulations.

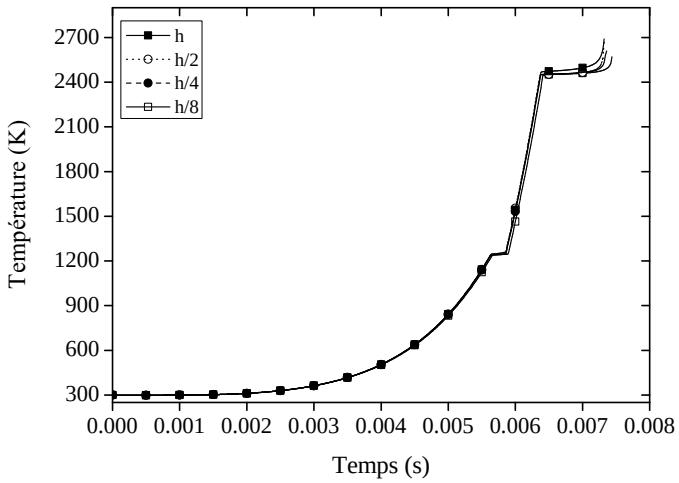


FIG. 2.11 – *Sensibilité de la température à la discrétisation spatiale.*

Pas d'espace h (m)	Pas de temps Δt (s)	Durée de préarc $t_{\text{Préarc}}$ (ms)
$1,25 \times 10^{-5}$	5×10^{-5}	7,50
$1,25 \times 10^{-5}$	$2,5 \times 10^{-5}$	7,40
$1,25 \times 10^{-5}$	1×10^{-5}	7,34
$1,25 \times 10^{-5}$	5×10^{-6}	7,32
$1,25 \times 10^{-5}$	$2,5 \times 10^{-6}$	7,32

TAB. 2.2 – *Résultats de la sensibilité temporelle sur le temps de préarc avec un pas d'espace constant.*

Après l'obtention du pas d'espace, nous avons observé l'influence du pas de temps sur la durée du régime de préarc. La figure 2.12 représente l'évolution de la température pour différentes valeurs du pas temps et pour le pas d'espace fixé précédemment. Les écarts observés restent négligeables. L'influence du pas temps est surtout marquée au niveau des paliers de fusion et de vaporisation. Les résultats montrent que la solution obtenue pour la température converge à partir de $\Delta t = 5 \times 10^{-6}$ s. Les valeurs de pas d'espace et de pas de temps utilisées dans la suite de ce travail seront, sauf mention contraire, respectivement fixées à : $h = 2,5 \times 10^{-5}$ m et $\Delta t = 5 \times 10^{-6}$ s.

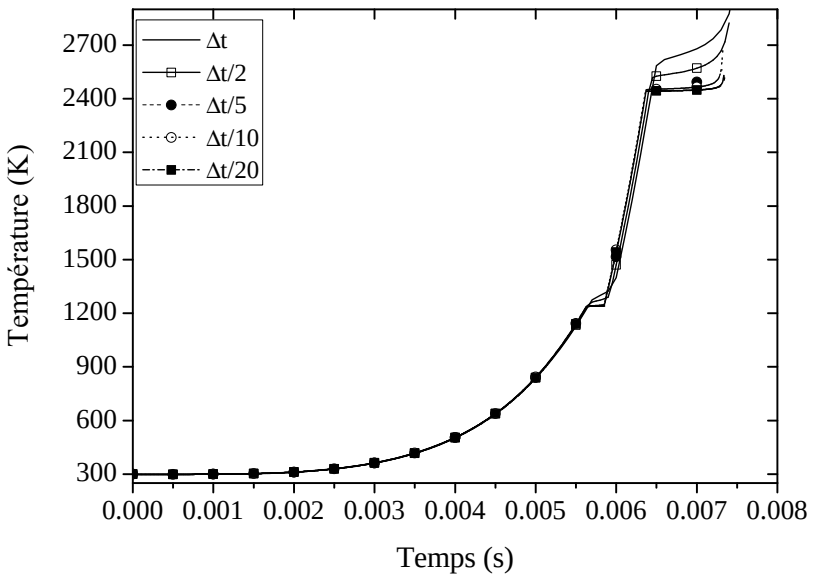


FIG. 2.12 – *Sensibilité de la température à la discrétisation temporelle.*

2.9 Conclusion

Ce chapitre a présenté les outils et méthodes numériques utilisés pour la simulation du régime de préarc dans un fusible. Le modèle du régime de préarc est basé sur la résolution de l'équation de la chaleur. Le modèle est complété par la détermination des propriétés thermodynamiques et des paramètres de transports de l'argent permettant ensuite de calculer les grandeurs électriques et thermiques. Ce modèle est ensuite appliqué sur des géométries identiques aux géométries de fusibles utilisées par les industriels. L'algorithme de la résolution numérique est présenté à la figure 2.13.

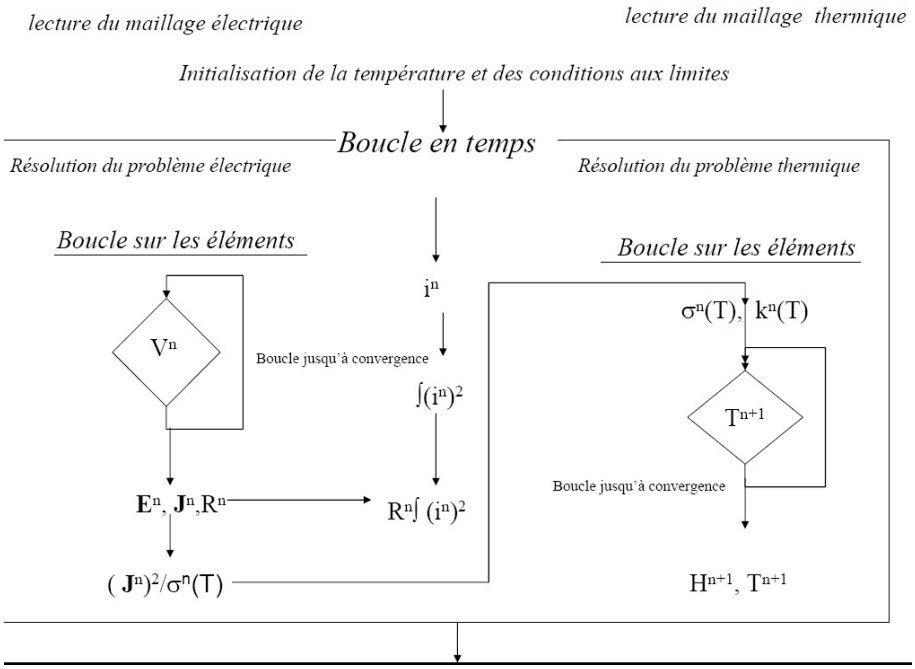


FIG. 2.13 – *Algorithme itératif de la résolution numérique du problème couplé électrique et thermique.*

Chapitre 3

Simulation des phénomènes thermiques et électriques durant le régime de préarc

Sommaire

3.1 Introduction 79

3.2 Caractérisation de l'onde présumée de défaut dans un circuit électrique 80

3.2.1 Modèle équivalent d'un circuit électrique 80

3.2.2 Calcul du courant présumé de court-circuit 80

3.3 Simulation des grandeurs thermiques et électriques : influence du facteur de puissance 82

3.3.1 Caractéristiques de l'élément fusible étudié 83

3.3.2 Simulations numériques 84

3.4 Influence des paramètres propres du circuit : comparaison simulation et expérience 91

3.4.1 La station de puissance alternative 100 kVA du LAEPT 91

3.4.2 Circuit en charge résistive $cos\varphi \sim 0,9$ 94

3.4.3 Circuit en charge inductive $cos\varphi \sim 0,1$ 99

3.4.4 Influence de l'angle électrique 103

3.5 Simulation des grandeurs thermiques et électriques : valeur particulière de l'angle d'enclenchement 105

3.5.1 Distribution des isothermes de température dans l'élément fusible 106

3.5.2 Température et enthalpie dans l'élément 107

3.5.3 Distribution de la densité de courant dans l'élément 113
3.5.4 Distribution du potentiel électrique dans l'élément 114
3.5.5 Résistance électrique et tension aux bornes du fusible 115
3.6 Influence des configurations géométriques 116
3.6.1 Variation de la forme de la section réduite : cas des géométries circulaire, trapézoïdale et rectangulaire 117
3.6.2 Variation de la longueur de la section réduite : exemple de la géométrie rectangulaire 119
3.6.3 Variation de l'angle géométrique de la section réduite : exemple de la géométrie trapézoïdale 120
3.7 Conclusion 122

3.1 Introduction

Chaque régime de fonctionnement du fusible (régime de préarc ou régime d'arc) met en jeu différents mécanismes. Ces mécanismes de nature électrique, thermique ou mécanique interagissent entre eux. Dans le cas du régime de préarc, c'est le passage d'un courant de défaut qui induit par effet Joule une élévation de température dans l'élément fusible très localisée au niveau des encoches. Si ce courant de défaut est important il cause la fusion puis la vaporisation des encoches et la création d'un arc électrique par rupture des sections réduites.

L'intensité du courant présumé de défaut est le premier paramètre à connaître pour protéger une installation électrique, comme le montrent les caractéristiques temps-courants (figure 1.9) ou les caractéristiques de limitation des courants (figure 1.10(b)). Toutefois la seule connaissance de la valeur du courant à interrompre ne suffit pas pour concevoir un dispositif de protection adapté, car en effet le courant électrique peut être influencé par d'autres paramètres liés aux sources d'énergies et aux récepteurs qui composent une installation électrique. Ces paramètres dépendent directement des caractéristiques propres du circuit à protéger. Pour assurer la bonne protection d'une installation électrique, des matériels et des personnes, le diagnostic des différents types de courants de défauts contre lesquels le fusible doit agir, s'avère important. Les caractéristiques propres d'un circuit électrique sont la tension délivrée par la source d'énergie, les valeurs des inductances et des résistances qui caractérisent la charge du circuit et l'instant où apparaît le courant de défaut. Un autre type de paramètre influence aussi le courant présumé que peut supporter un fusible, c'est sa géométrie à travers les dimensions et la forme des sections réduites.

La première partie de ce chapitre est consacrée à l'étude de l'influence des paramètres d'un circuit électrique sur le courant de défaut à interrompre et sur la durée du régime de préarc. Deux simulations prenant en compte les caractères fortement résistif, puis fortement inductif de la charge sont réalisées et comparées dans un premier temps. Dans un second temps une comparaison est faite entre résultats expérimentaux et résultats simulés au sujet de l'influence de l'angle d'enclenchement sur la durée de préarc pour des valeurs fixées de la charge. Enfin nous traitons un cas particulier de la notion d'angle d'enclenchement limite.

Dans la seconde partie de ce chapitre sont abordés les paramètres géométriques influençant le fonctionnement du fusible durant le régime de préarc. Nous comparons d'abord l'influence de la forme de l'encoche pour trois éléments fusibles ayant les mêmes dimen-

sions, puis nous comparons différentes longueurs de l'encoche pour une section réduite de forme rectangulaire et enfin plusieurs valeurs de l'angle géométrique d'une section réduite de forme trapézoïdale.

3.2 Caractérisation de l'onde présumée de défaut dans un circuit électrique

3.2.1 Modèle équivalent d'un circuit électrique

Considérons le schéma équivalent d'une distribution d'énergie électrique constitué d'un générateur V_{source} alimentant un récepteur constitué par le couple de valeurs (R, L). La figure 3.1 représente le schéma de principe de la distribution lors de l'apparition d'un défaut électrique.

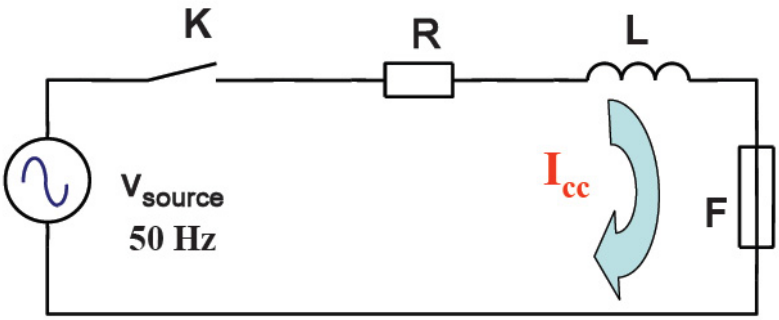


FIG. 3.1 – *Schéma de principe d'une distribution d'énergie électrique lors de l'apparition d'un défaut de type court-cicruit.*

3.2.2 Calcul du courant présumé de court-circuit

Le circuit équivalent correspond au cas classique d'un circuit (R, L) en série avec un générateur. En prenant comme origine des temps (t=0) l'instant d'apparition du défaut électrique dans le circuit, la tension délivrée par le générateur se met sous la forme :

$$v_{source}(t) = \widehat{V} \cdot sin(\omega t + \theta). \tag{3.1}$$

Le courant qui en résulte est alors la somme de deux composantes :

$$i_P(t) = i_{CA}(t) + i_{CC}(t).$$

La composante $i_{CA}(t)$ est alternative et sinusoïdale :

$$i_{CA}(t) = \widehat{I} \cdot sin(\omega t + \theta - \varphi). \tag{3.2}$$

L'autre composante $i_{CC}(t)$ du courant est continue (courant variable dont l'amplitude décroît) :

$$i_{CC}(t) = -\widehat{I} \cdot sin(\theta - \varphi) \cdot exp\left(-\frac{R}{L}t\right). \tag{3.3}$$

Le signal continu est amorti rapidement lorsque la constante de temps définie par le rapport L/R est faible ou lorsque t tend vers l'infini.

Les grandeurs utilisées dans les expressions de la tension et des courants représentent :

- $\widehat{V}$ la valeur crête de la tension source ;
- $\omega = 2\pi f$ est la fréquence angulaire, où $f = 50\ Hz$;
- t le temps ;
- $\widehat{I} = \dfrac{\widehat{V}}{Z}$ la valeur crête du courant ;
- $Z = \sqrt{R^2 + (L\omega)^2}$ l'impédance du circuit ;
- θ est l'angle électrique qui caractérise le décalage entre le zéro de la source de tension et l'instant d'apparition du courant de défaut ;
- $\varphi = arctan\left(\dfrac{L\omega}{R}\right)$ est le déphasage du courant par rapport à la source de tension.

La courbe temporelle du courant présumé de défaut $i_P(t)$ est ainsi décrite par la relation suivante :

$$i_P(t) = i_{CA}(t) + i_{CC}(t) = \frac{\widehat{V}}{Z} \times \left[sin(\omega t + \theta - \varphi) - sin(\theta - \varphi) \times exp\left(-\frac{R}{L}t\right)\right]. \tag{3.4}$$

Les figures 3.2(a) et 3.2(b) illustrent deux possibilités d'évolutions du courant présumé par rapport à la tension source sur une durée de 80 ms en fonction du rapport L/R. Chacune des valeurs de la constante de temps décrit un amortissement plus ou moins rapide. L'allure du courant sur la figure 3.2(a) dont le rapport L/R est faible est pratiquement sinusoïdale ; contrairement à la forme du courant de la figure 3.2(b) dont la valeur L/R est plus élevée et qui présente ainsi un amortissement plus sensible et visible sur la seconde valeur crête du courant.

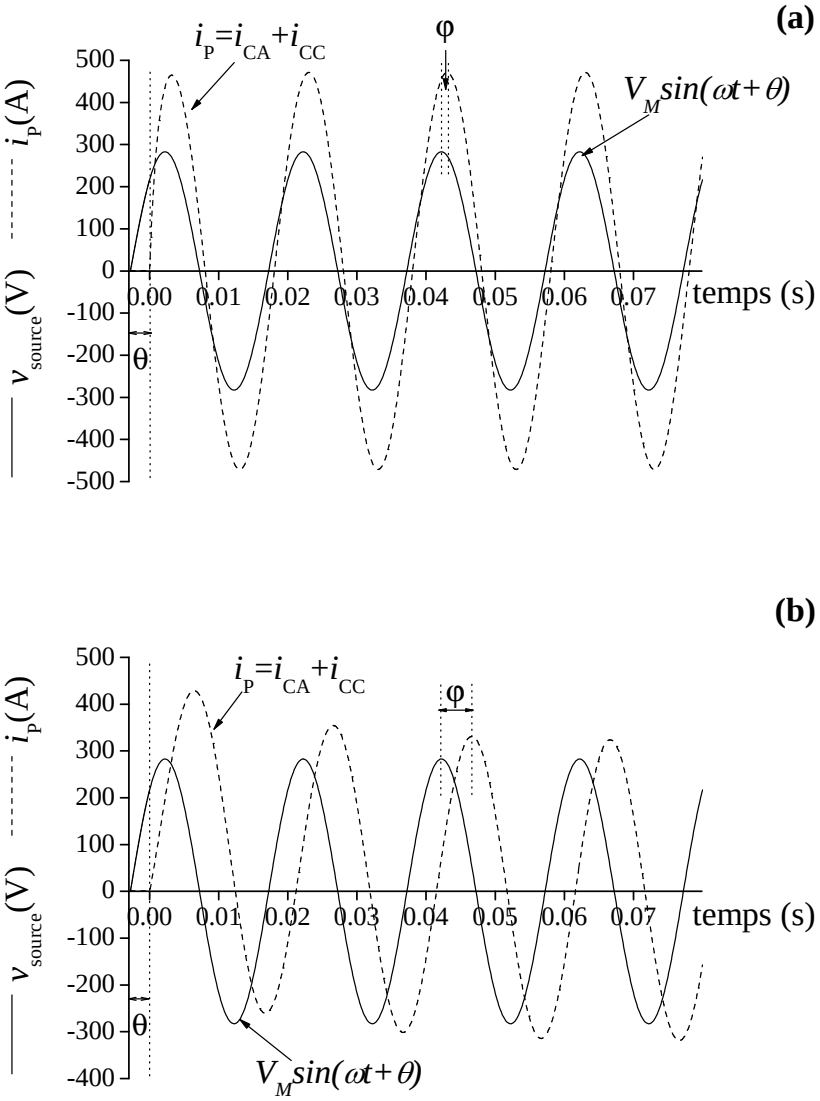


FIG. 3.2 – *Allures de la tension source et du courant présumé simulés sur une durée de 80 ms pour deux cas distincts du rapport L/R : L/R faible dans le cas (a) et L/R grand dans le cas (b).*

3.3 Simulation des grandeurs thermiques et électriques : influence du facteur de puissance

Pour étudier le comportement des grandeurs thermiques et électriques durant le régime de préarc, nous choisissons un élément fusible ayant des caractéristiques identiques à un élément fusible de type industriel et dont la géométrie est présentée à la section suivante.

3.3.1 Caractéristiques de l'élément fusible étudié

3.3.1.1 Géométrie et maillage

L'élément fusible étudié est une lame en argent munie d'une section réduite de forme semi-circulaire dont le rayon est extérieur à la géométrie. La plus petite largeur de la section réduite du fusible appelée fond d'encoche mesure $l' = 0,5\ mm$. La longueur totale et la largeur du fusible sont respectivement $L = 2L' + L'' = 66\ mm$ et $l = 1\ mm$. L'épaisseur du fusible qui n'est pas représentée sur la figure 3.3 est suivant la direction z et mesure $e = 0,105\ mm$.

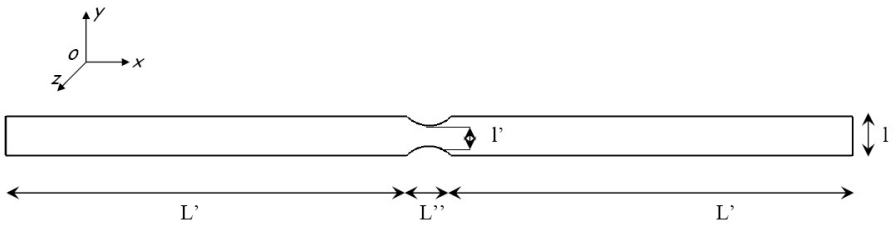


FIG. 3.3 – *Géométrie de l'élément fusible de type industriel à section réduite circulaire : $L' = 32,2\ mm$, $L'' = 1,66\ mm$, $l = 1\ mm$, $l'' = 0,5\ mm$.*

Pour simuler l'évolution des grandeurs physiques à l'intérieur de l'élément fusible, un maillage de l'élément est d'abord réalisé. La figure 3.4 montre la discrétisation de l'élément fusible en 17986 éléments triangulaires contenant 8994 noeuds obtenue par l'utilisation du mailleur GMSH. Le fond d'encoche qui correspond à la plus petite largeur de la section réduite est situé au centre du fusible. Pour une meilleure description des phénomènes la région entourant le fond d'encoche possède un maillage plus raffiné.

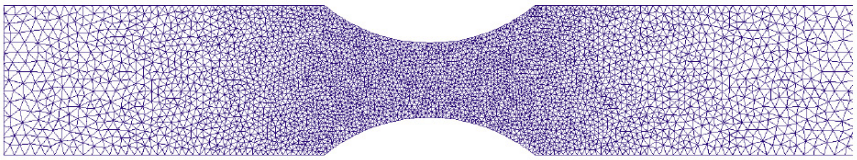


FIG. 3.4 – *Maillage non-structuré de l'élément fusible et de sa section réduite. Les mailles de la section réduite sont plus fines.*

Les essais de coupure réalisés par les industriels pour tester un nouveau fusible s'effectuent conformément aux directives standards. Pour nous rapprocher des tests de coupure

les plus sévères, deux valeurs typiques du facteur de puissance correspondant chacune à une caractéristique de la charge sont choisies.

Charge résistive		Charge inductive	
Tension	$\hat{V}$=200$\sqrt{2}$ V	Tension	$\hat{V}$=200 $\sqrt{2}$ V
cos φ	0,9	cos φ	0,1
θ	0	θ	φ
Résistance	R =1,07 Ω	Résistance	R =0,16 Ω
Inductance	L =$1,38 \times 10^{-3}$ H	Inductance	L =$4,64 \times 10^{-3}$ H

TAB. 3.1 – *Valeurs caractéristiques de la charge du circuit utilisées pour simuler les conditions de coupure proches des conditions industriels.*

Pour simplifier notre étude comparative de l'influence du facteur de puissance sur les grandeurs thermiques et électriques, nous faisons le choix d'une onde de défaut sinusoïdale. Dans cette optique, reprenons l'expression du courant présumé que nous avons établie par la relation (3.4) pour laquelle nous cherchons à annuler le terme exponentiel par l'intermédiaire des valeurs de R, de L et de θ :

- pour une charge dite résistive nous prenons $\theta = 0$ et nous considérons que $R \gg L$, le terme exponentiel de la composante continue est alors nul et l'expression de $i_P(t)$ devient :
$$i_P(t) = i_f(t) = \frac{\widehat{V}}{Z} \times sin(\omega t - \varphi),$$
- pour une charge dite inductive nous prenons $\theta = \varphi$, il vient :
$$i_P(t) = i_f(t) = \frac{\widehat{V}}{Z} \times sin(\omega t).$$

3.3.2 Simulations numériques

L'objectif est d'analyser les évolutions des grandeurs électriques et thermiques durant le régime de préarc pour deux valeurs du facteur de puissance. Les deux valeurs utilisées - $cos\ \varphi = 0,1$ et $cos\ \varphi = 0,9$ - représentent les conditions de coupure parmi les plus difficiles. Par la suite nous utiliserons les expressions charge résistive et charge inductive, pour désigner les valeurs respectives du facteur de puissance : $cos\ \varphi \sim 0,9$ et $cos\ \varphi \sim 0,1$. L'élément fusible est le même pour les deux simulations.

Les données thermophysiques de l'argent utilisées pour les simulations sont référencées dans l'annexe D.

Les conditions initiales imposées pour la simulation sont : le pas de temps constant Δt fixé à $0,5 \times 10^{-5} s$ et la température initiale imposée à l'élément fusible qui est fixée à $T_0 = 300\ K$. La simulation complète du régime de préarc est obtenue lorsque toute l'enthalpie de vaporisation est fournie à l'élément fusible.

Tension source et courant dans le fusible

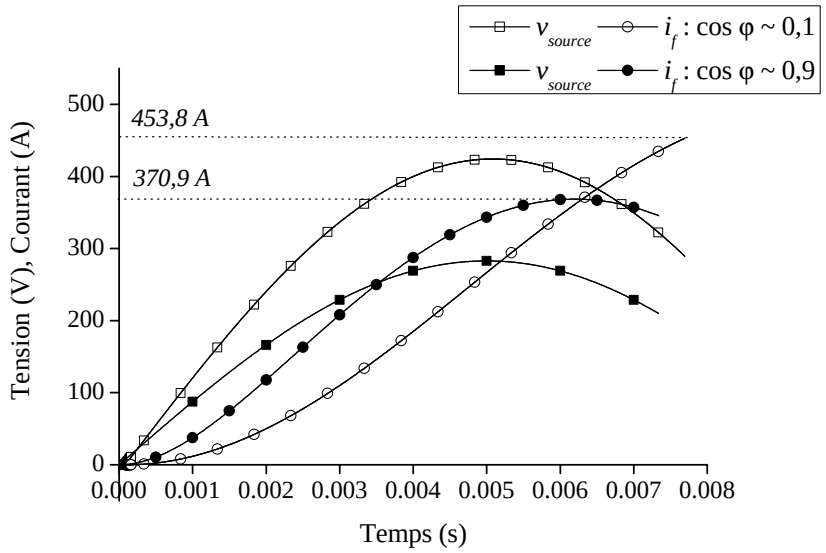


FIG. 3.5 – *Simulation de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

La figure 3.5 présente les évolutions de la tension délivrée par la source d'énergie et le courant traversant le fusible durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance. Les durées de préarc obtenues sont respectivement $7,70\ ms$ avec $cos\ \varphi \sim 0,1$ et $7,32\ ms$ avec $cos\ \varphi \sim 0,9$. L'allure des courbes de courant pour les deux valeurs du facteur de puissance montre que la fin du préarc intervient après le maximum de la tension. Les courbes de courant présentent deux pentes différentes qui montrent que la croissance observée pour chaque onde de courant n'est pas la même. Lorsque la pente est faible l'évolution du courant est lente. C'est ce phénomène qui est observé durant une bonne partie du régime de préarc pour la courbe de courant obtenue dans le cas inductif qui croît moins vite que la courbe de courant obtenue dans le cas résistif. Nous remarquons aussi que la valeur maximale du courant est atteinte plus rapidement dans le cas résistif par rapport au cas inductif.

Evolutions de la température et de l'enthalpie

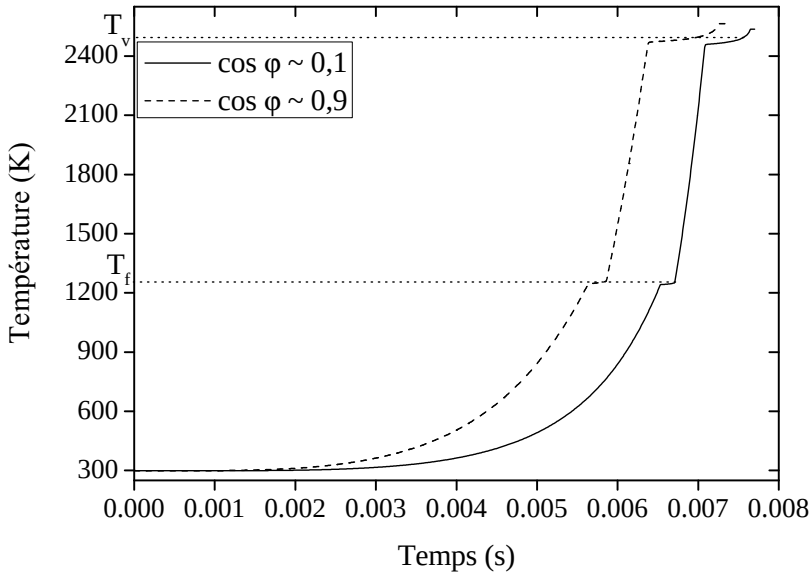


FIG. 3.6 – *Evolution de la température au centre de l'élément durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

Sur la figure 3.6 nous observons les évolutions de la température simulée au centre de l'élément fusible pour les deux facteurs de puissance. La courbe de température simulée sous charge résistive augmente plus rapidement que celle obtenue lorsque la charge est inductive comme nous pouvons le remarquer sur la figure 3.6. L'écart en temps observé entre les courbes de température résistive et inductive à la fin de la fusion est important - $\Delta t_{fusion} = 0,9\ ms$ - alors que cet écart tend à baisser au début de la phase liquide jusqu'à la fin du préarc où $\Delta t_{\text{Préarc}} = 0,38\ ms$.

Les observations faites pour la température sont les mêmes que pour l'enthalpie comme cela est visible à la figure 3.7. Les courbes se présentent sous deux formes distinctes : une évolution faible jusqu'à la fusion puis un changement brusque de pente et une rapide augmentation ensuite. Les parties de courbes correspondant aux isothermes de température ne sont pas observées car la fonction enthalpie est toujours croissante. Les changements brusques observés sur chaque courbe d'enthalpie trouvent leur explication dans le changement d'état solide-liquide du matériau. Ce changement intervient aux alentours de $5,7\ ms$ pour le cas résistif et $6,6\ ms$ pour le cas inductif. La transposition de ces temps sur les courbes de températures correspond bien à la transition solide-liquide du matériau. Avant

le changement de pente la courbe d'enthalpie obtenue pour le cas résistif croît plus rapidement que celle du cas inductif.

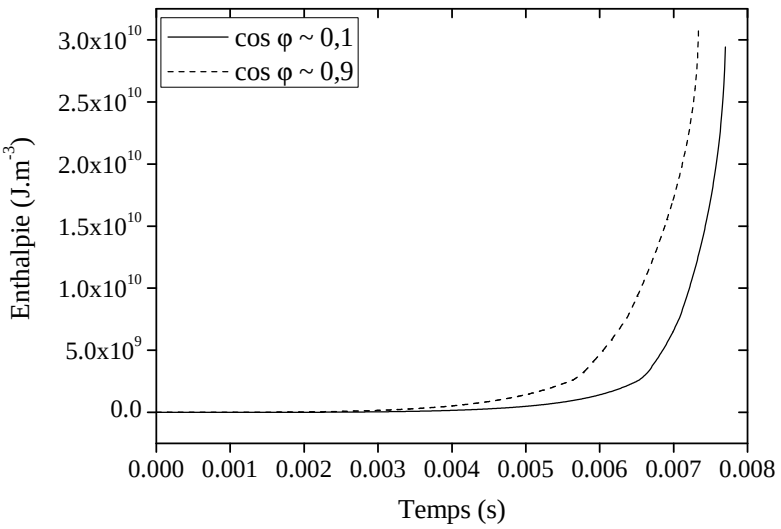


FIG. 3.7 – *Evolution de l'enthalpie au centre de l'élément durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

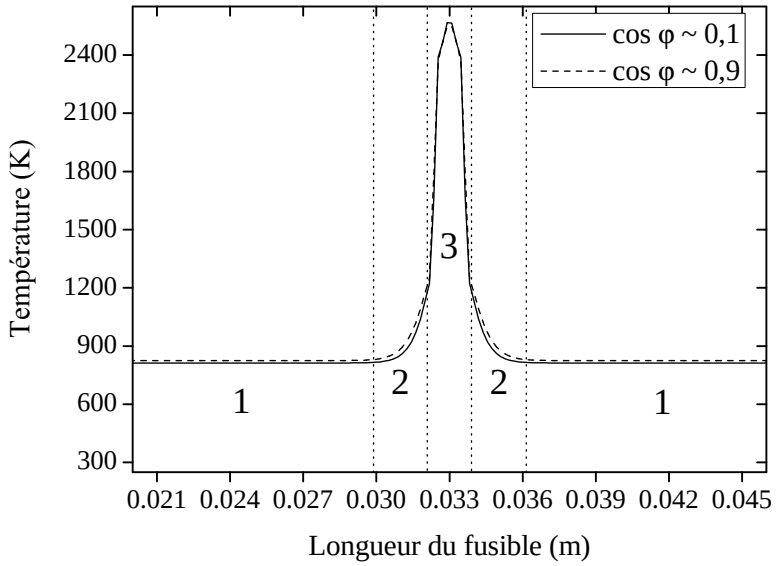


FIG. 3.8 – *Distribution de la température le long de l'élément à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

La figure 3.8 représente les distributions de la température sur la longueur du fusible à l'instant correspondant à la fin du régime de préarc obtenues pour les deux caractéristiques de la charge. Les courbes sont pratiquement identiques et se superposent. Les courbes sont marquées par un pic de température localisé au centre du fusible. Sur les courbes, trois zones pour lesquelles les températures ont une distribution différente sont identifiées. La première zone (1) est constituée par les régions du fusible situées de part et d'autre de la section réduite. La distribution de la température garde une valeur constante ($\approx 800\ K$) dans ces régions. La seconde zone (2) se caractérise par une diminution progressive de la largeur du fusible autour du centre, ce qui donne lieu à une augmentation des températures jusqu'à la valeur de la température de fusion. Le changement de résistance par rapport au reste de l'élément explique cette augmentation de la température. En effet à cause du rétrécissement de section, la résistance de cette partie du fusible est plus importante ce qui en fait la région principale du chauffage par effet Joule. C'est le constat qui est fait en observant les valeurs de températures (>2000 K) de la zone (3) constituée par une bande très fine de largeur quasi constante. Le matériau de l'élément fusible étant le même, il y a peu d'influence sur la distribution spatiale de la température observée le long de l'élément fusible à la fin du préarc.

La figure 3.9 illustre les distributions du potentiel électrique le long de l'élément fusible obtenues à la fin du préarc avec une charge résistive et avec une charge inductive.

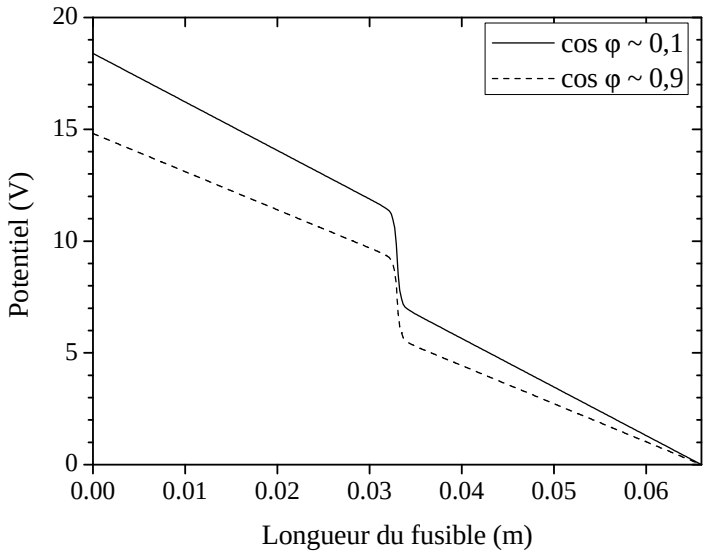


FIG. 3.9 – *Distribution du potentiel électrique le long de l'élément à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

Les courbes ont la même allure et respectent les conditions aux limites à savoir une valeur de potentiel non nulle à l'anode et une valeur nulle à la cathode. Les deux distributions sont marquées par une chute franche du potentiel électrique au niveau de la section réduite. La différence observée sur les durées du préarc donne au potentiel de l'anode obtenu pour une charge inductive une valeur plus grande que le potentiel obtenu en charge résistive. L'écart de potentiel observé à l'anode est du même ordre que l'écart observé au centre du fusible.

La figure 3.10 montre la distribution de la norme de la densité de courant obtenue à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.

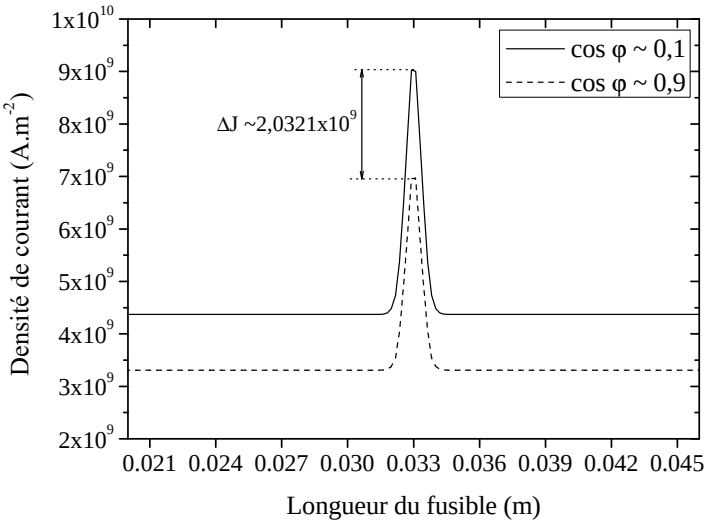


FIG. 3.10 – *Distribution de la densité de courant le long de l'élément à la fin du préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

Les courbes, dont les allures sont identiques tout au long de la longueur du fusible, se différencient principalement par les valeurs obtenues pour chaque facteur de puissance. En effet sur toute la longueur du fusible il existe un écart important entre les valeurs des densités de courant, cet écart est de l'ordre de $2 \times 10^9 A.m^{-2}$ au centre du fusible. Cette écart s'explique par le fait que la valeur de courant atteinte à la fin du préarc dans le cas inductif est plus grande que la valeur obtenue dans le cas résistif (dont la durée de préarc est moins longue). Il est toutefois important de remarquer que pour des durées inférieures à 4 ms, le courant en charge résistive est bien plus élevé que le courant en charge inductive.

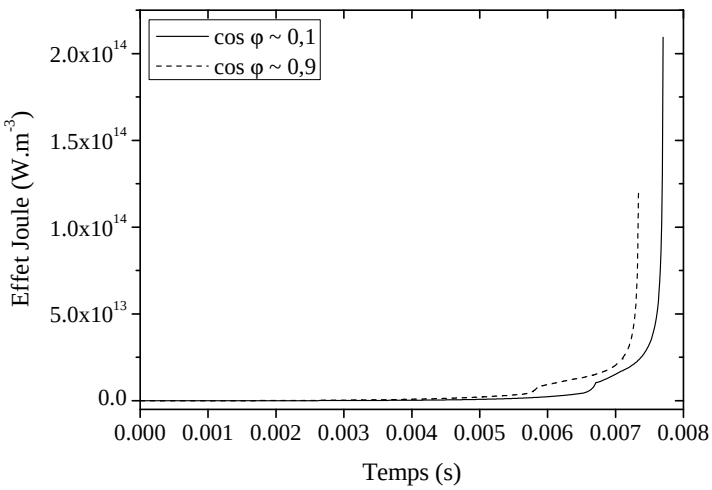


FIG. 3.11 – *Evolution de l'effet Joule au centre de l'élément durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

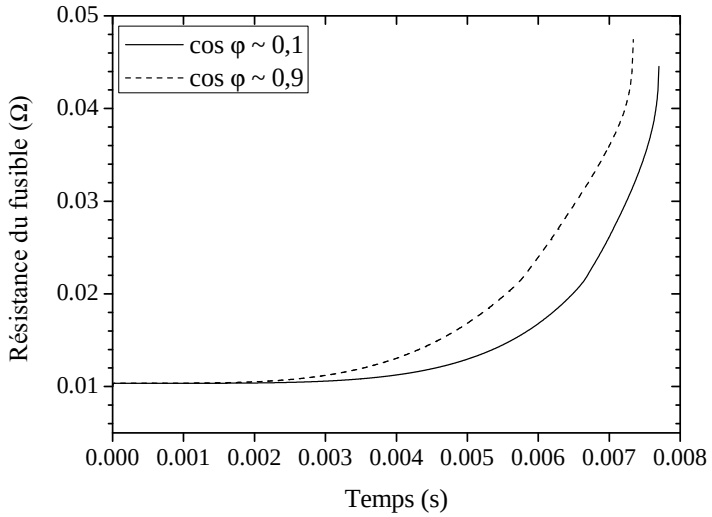


FIG. 3.12 – *Evolution de la résistance électrique du fusible durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

Sur la figure 3.11 sont observées les courbes d'évolution de l'effet Joule durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance. L'effet Joule étant proportionnel à la valeur élevée au carré de la norme de densité de courant, nous observons une grande différence de valeurs entre les deux cas traités.

Les courbes de résistance à la figure 3.12 et d'énergie Joule à la figure 3.13 tracées en fonction du temps confirment la tendance dejà observée. Les grandeurs obtenues sous charge résistive ont des valeurs plus élevées que les valeurs obtenues sous charge inductive.

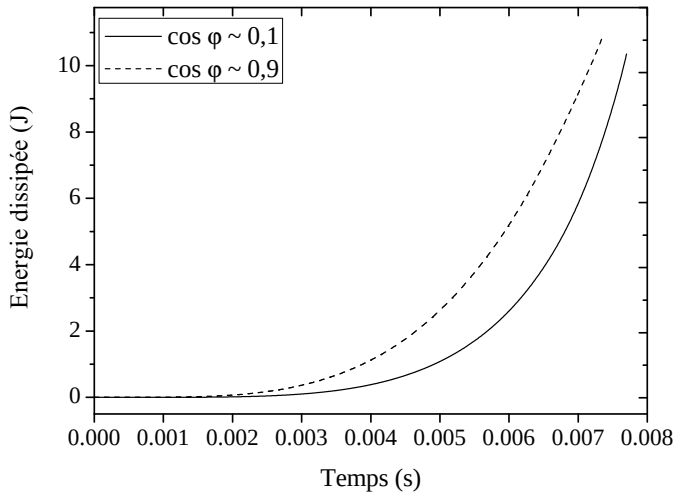


FIG. 3.13 – *Evolution de l'énergie Joule dissipée durant le régime de préarc pour les deux valeurs du facteur de puissance.*

3.4 Influence des paramètres propres du circuit : comparaison simulation et expérience

3.4.1 La station de puissance alternative 100 kVA du LAEPT

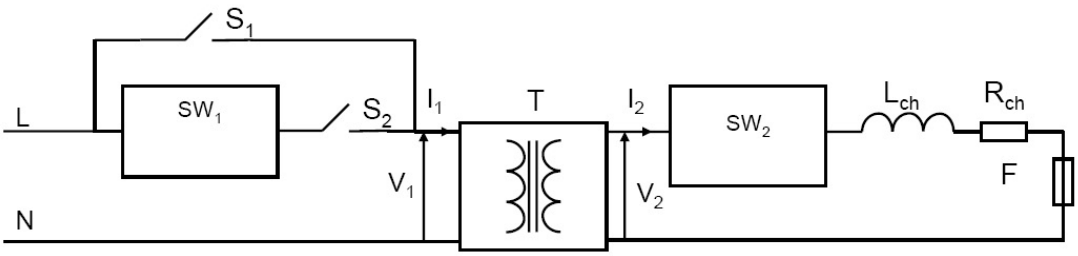


FIG. 3.14 – *Schématisation de la station 100 kVA du LAEPT [BUS 06].*

La partie relative aux essais expérimentaux a fait l'objet de différentes publications par [BUS 06] et [BUS 08]. Nous rappelons simplement les grandes lignes de la procédure

expérimentale.

Le LAEPT dispose pour l'étude des fusibles sur le réseau 50 Hz, d'une source de puissance alternative schématisée par la figure 3.14 intégrant un transformateur dont la puissance apparente disponible est de 100 kVA. La station est dimensionnée pour reproduire des essais typiques du fonctionnement du fusible au niveau industriel. La station permet de reproduire à l'échelle du laboratoire les exigences et les conditions de fonctionnement industrielles. Les différentes zones de fonctionnement du fusible (I_1, I_2, I_3) peuvent ainsi être reproduites.

3.4.1.1 Séquencement de l'expérimentation

Le circuit primaire du transformateur, qui peut être alimenté en 230 V ou en 400 V alternatif, est composé d'un interrupteur de puissance S_1 et d'un interrupteur de sécurité S_2. L'ensemble SW_1 est équivalent à un gradateur de tension utilisé parce qu'il est impossible d'appliquer directement les 400 V nécessaires au primaire du transformateur, il faut alors progressivement augmenter la tension jusqu'à la valeur crête $\hat{V}$. Pour cela il faut être à vide au niveau du secondaire et effectuer les étapes suivantes :

- fermeture de S_2 : la tension augmente pour atteindre la pleine onde ;
- fermeture de S_1 : la fermeture de ce contacteur court-circuite le gradateur ;
- ouverture de S_2 : la commande primaire est alors réalisée.

Il faut noter que S_1, S_2 et le gradateur sont commandés par fibre optique ce qui réduit le parasitage des signaux (bruit) et assure une meilleure sécurité pour l'expérimentateur. La tension du circuit secondaire du transformateur varie de 100 V à 500 V, son courant nominal est de 200 A. Le circuit secondaire est composé de plusieurs éléments :

- d'une résistance de charge dont la valeur est adaptée en fonction des conditions des expériences,
- d'une inductance de charge variable jusqu'à 2860 μH.

Le circuit secondaire dispose aussi d'un interrupteur de sécurité, non représenté sur le schéma (figure 3.14), pour interrompre le courant en cas d'échec de la coupure par le fusible.

3.4.1.2 Paramètres propres du circuit définis lors des essais

Un essai de fonctionnement du fusible est effectué en deux étapes. Une première étape consiste à adapter l'impédance de la charge du circuit - valeur de la résistance totale et de l'inductance totale - pour obtenir le facteur de puissance et l'angle électrique d'enclenchement. Ainsi l'onde présumée de défaut est caractérisée. Cette manipulation est effectuée en l'absence de fusible pour déterminer :

- l'impédance totale du circuit $Z = \sqrt{(R_R + R_L)^2 + (L\omega)^2}$,
- le facteur de puissance du circuit $cos\ \varphi = \dfrac{R}{\sqrt{(R_R + R_L)^2 + (L\omega)^2}}$,
- l'angle d'enclenchement θ.

La seconde étape consiste à insérer le fusible dans le circuit et à effectuer les mesures. L'élément fusible expérimental est identique à l'élément fusible industriel utilisé dans la simulation. Les caractéristiques de l'élément fusible (présenté à la figure 3.3) sont rappelées ci-après :

- élément fusible en argent,
- longueur de l'élément : $L = 66mm$,
- largeur de l'élément : $l = 1mm$,
- fond d'encoche : $l' = 0,5mm$,
- épaisseur de l'élément : $e = 0,105mm$.

Pour pouvoir valider le modèle par rapport à l'expérience, nous allons simuler le régime de préarc en prenant en compte les paramètres propres du circuit définis lors des essais expérimentaux.

Les tableaux 3.2 et 3.3 donnent les valeurs nominale et expérimentale du facteur de puissance et de l'angle d'enclenchement. Le facteur de puissance utilisé dans la simulation est identique au facteur de puissance expérimentale. Les valeurs d'angle d'enclenchement de la simulation correspondent aux valeurs nominales sauf pour les cas $\theta = 6,7^\circ$ et $\theta = 12,1^\circ$ qui présentent des écarts plus marqués entre les valeurs nominales et celles de l'expérience.

Facteur de puissance	
Nominal	Expérience
0,1	0,17
0,9	0,95

TAB. 3.2 – *Valeurs du facteur de puissance nominal et valeurs mesurées par l'expérience. Les valeurs du facteur de puissance utilisées dans la simulation sont identiques aux valeurs expérimentales.*

Angle nominal θ (°)	Angle obtenu θ_{exp} (°)			
	$cos\ \varphi \sim 0,1$		$cos\ \varphi \sim 0,9$	
	Expérience	Simulation	Expérience	Simulation
0	12,1	12,1	6,7	6,7
30	34,5	30	27,3	30
60	59,2	60	57,4	60
90	90,3	90	87,4	90
120	127,8	120	117,9	120
160	160,7	160	157,2	160

TAB. 3.3 – *Valeurs de l'angle d'enclenchement nominal, mesurées par l'expérience et utilisées par la simulation. Les valeurs utilisées dans la simulation sont prises identiques aux valeurs nominales.*

Le premier paramètre étudié est la caractéristique d'un circuit en charge résistive.

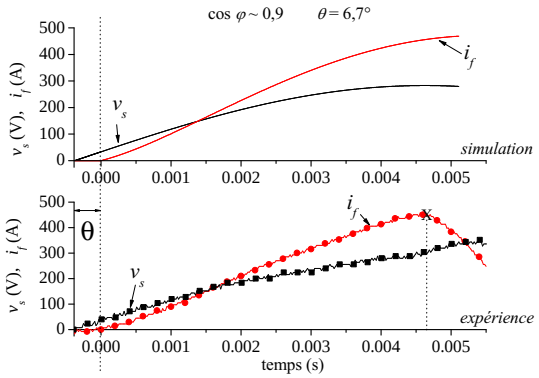
3.4.2 Circuit en charge résistive $cos\varphi \sim 0,9$

3.4.2.1 Tension source et courant dans le fusible

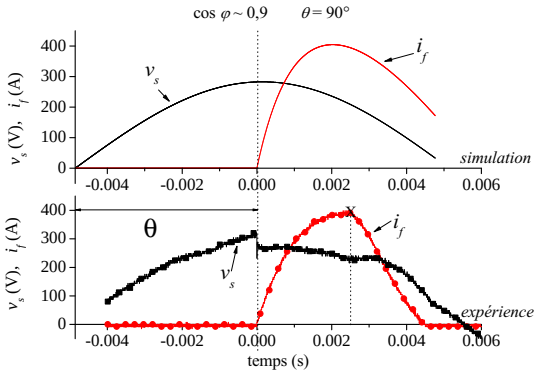
Les paramètres propres du circuit permettent de tester différents types de fonctionnement du fusible. Les caractéristiques du courant de défaut : l'instant d'apparition, la valeur crête et la durée - sont simulées conformément aux conditions des essais expérimentaux.

Afin de valider les résultats obtenus à partir des simulations numériques, nous proposons de comparer les grandeurs simulées avec certaines grandeurs électriques - tension source, courant fusible, énergie dissipée et intégrale de Joule - accessibles par l'expérimentation. La durée du régime de préarc obtenue par simulation correspond au temps

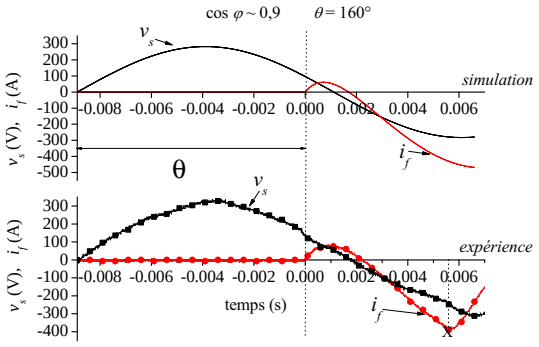
nécessaire pour fournir toute la chaleur latente de vaporisation de l'argent dans l'élément fusible. Du point de vue expérimental, l'instant d'apparition de la tension d'arc est choisi pour définir la fin du régime de préarc.



(a) $cos\varphi$ 0,9 *et* $\theta = 6,7°$.



(b) $cos\varphi$ 0,9 *et* $\theta = 90°$.



(c) $cos\varphi$ 0,9 *et* $\theta = 160°$.

FIG. 3.15 – *Comparaison des courbes de tension source et du courant fusible dans le cas résistif (— : tension simulée ; ■ :tension mesurée ; ... :courant simulé ; • : courant mesuré ; × temps de préarc mesuré).*

Les figures 3.15(a), 3.15(b) et 3.15(c) représentent les évolutions de la tension source

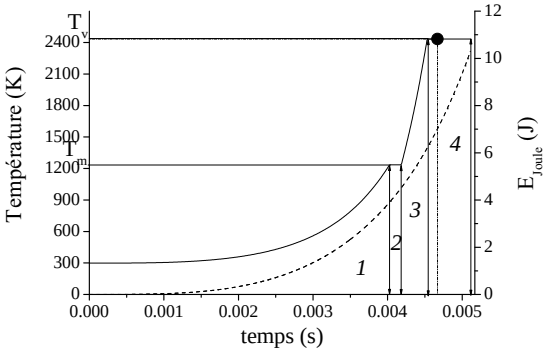
et du courant dans le fusible durant le régime de préarc obtenues par simulation et par l'expérience. Le facteur de puissance théorique fixé par l'expérience est $cos\ \varphi \sim 0,9$ ce qui confère au circuit un caractère fortement résistif. Trois valeurs caractéristiques d'angles d'enclenchement sont choisies afin de comparer avec les mesures : $\theta = 6,7^\circ$, $\theta = 90^\circ$ et $\theta = 160^\circ$. Les valeurs d'angles d'enclenchement obtenues par l'expérience ne correspondent pas exactement aux valeurs théoriques souhaitées et utilisées dans les simulations. Les différences de valeurs observées restent tout de même inférieures à 5%.

L'allure des courbes de tension source et de courant fusible obtenue par simulation est identique aux courbes expérimentales de tension source et de courant fusible pour les trois valeurs d'angle d'enclenchement. Pour $\theta = 6,7^\circ$ et $\theta = 90^\circ$, la tension source et le courant dans le fusible évoluent sur une demi-alternance ; alors que pour $\theta = 160^\circ$ les courbes évoluent sur deux demi-alternances. De plus, à t=0, la pente de la courbe de courant fusible pour $\theta = 90^\circ$ est plus importante comparativement aux pentes des courbes de courant pour $\theta = 6,7^\circ$ et $\theta = 160^\circ$. Les valeurs crêtes de courant fusible dans les trois exemples se situent entre 390 et 470 A en valeur absolue.

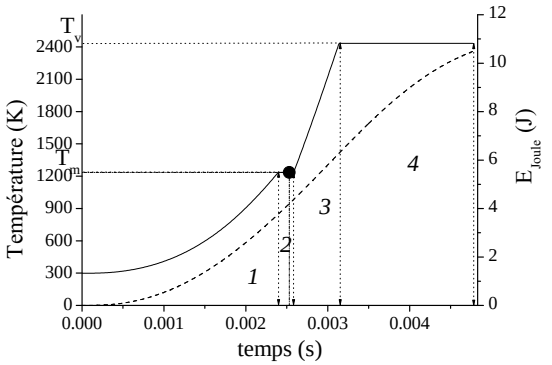
3.4.2.2 Température et énergie dissipée

Les figures 3.16(a), 3.16(b) et 3.16(c) montrent les évolutions de la température et de l'énergie dissipée durant le régime de préarc, pour les trois valeurs de θ. Pour se représenter d'un point de vue expérimental la durée du préarc par rapport à l'évolution de température, nous avons proposé une méthode [MEM 10] qui consiste à transposer la valeur du temps de préarc obtenue expérimentalement sur la courbe de température simulée pour avoir une température équivalente relative au résultat de l'expérience. Les énergies dissipées sont pratiquement égales à environ 10,3 J pour les trois valeurs de θ et les températures simulées évoluent suivant quatre étapes successives qui traduisent les mécanismes suivants :

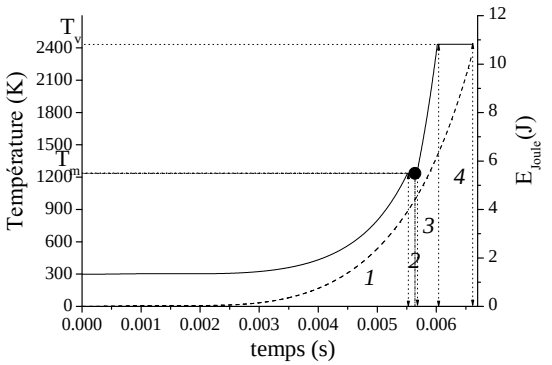
1. Echauffement de la température initiale jusqu'à la température de fusion.
2. Transition solide-liquide par l'apport de la chaleur latente de fusion à la température de fusion.
3. Echauffement du liquide entre la température de fusion et la température de vaporisation.
4. Changement d'état liquide-vapeur par l'apport de la chaleur latente de vaporisation à la température de vaporisation.



(a) $cos\varphi \sim 0,9$ *et* $\theta = 6,7°$.



(b) $cos\varphi \sim 0,9$ *et* $\theta = 90°$.



(c) $cos\varphi \sim 0,9$ *et* $\theta = 160°$.

FIG. 3.16 – *Température et énergie dissipée dans le cas résistif (— : température simulée ; - - - : énergie dissipée ; • température équivalente au temps de préarc mesuré).*

Différents temps de préarc sont observés pour chaque valeur de l'angle d'enclenchement.

• $\theta = 6,7\,^{\circ}$ (figure 3.16(a)), la durée de préarc obtenue par simulation est 5,11 ms et la durée obtenue par l'expérience est 4,67 ms. La température équivalente correspondant au temps de préarc mesuré est $T_{eq} = 2433\ K$, cette valeur se situe au début du palier de vaporisation. La courbe de température est marquée par un échauffement assez lent pendant l'étape 1 dont la durée représente plus de 80 % du temps total de préarc. L'augmentation du courant durant cette période est lente ce qui signifie une énergie fournie insuffisante. L'énergie fournie par effet Joule devient plus importante avec le changement et la croissance de la résistivité électrique durant les étapes 2, 3 et 4 où la température croît plus rapidement.

• $\theta = 90\,^{\circ}$ (figure 3.16(b)), le temps de préarc obtenu par simulation est de 4,77 ms et la valeur expérimentale du temps de préarc est de 2,53 ms. En reportant cette valeur mesurée sur la courbe de température simulée, la température équivalente obtenue est $T_{eq} = 1235\ K$. La température croît rapidement durant l'étape 1 à cause de la montée rapide du courant. La croissance du courant simulé est plus rapide que celle du courant mesuré. La valeur crête est atteinte rapidement puis la courbe décroît aussitôt ; peu d'énergie est alors accumulée dans l'élément ce qui explique la durée des étapes 2, 3 et 4. Dans le cas de l'expérience la croissance du courant est ralentie, mais stable au niveau de la valeur crête ce qui permet d'accumuler plus d'énergie et de provoquer l'amorçage de l'arc et la décroissance rapide du courant.

• $\theta = 160\,^{\circ}$ (figure 3.16(c)), la fin du régime de préarc est obtenue après deux demi-alternances. Durant la première demi-alternance, la valeur crête du courant est négligeable, elle devient importante pendant la seconde demi-alternance. La durée de préarc obtenue par simulation est de 6,60 ms et la durée de préarc mesurée est de 5,64 ms. La température équivalente qui correspond à la valeur obtenue par expérimentation est $T_{eq} = 1235\ K$, cette valeur est située à la fin du palier de fusion.

Le second paramètre étudié est la caractéristique d'un circuit sous une charge dite inductive $cos\ \varphi \sim 0,1$.

3.4.3 Circuit en charge inductive $cos\varphi \sim 0,1$

Les courbes de simulation de la tension source et du courant fusible sont comparées avec celles obtenues par l'expérimentation. Les valeurs d'angles d'enclenchement fixées par l'expérience sont respectivement $\theta = 12,1\,^{\circ}$, $\theta = 90\,^{\circ}$ et $\theta = 160\,^{\circ}$.

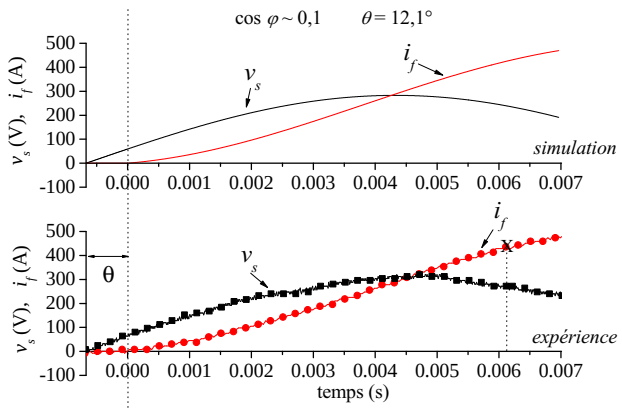
3.4.3.1 Tension source et courant dans le fusible

Les courbes d'évolution de la tension source et du courant parcourant le fusible obtenues par simulation et par expérience sont illustrées par les figures 3.17(a), 3.17(b) et 3.17(c) pour les trois valeurs prédéfinies de l'angle d'enclenchement. D'une manière générale les courbes d'ondes de tension et de courant durent plus longtemps que celles obtenues en charge résistive, ce qui s'explique par la valeur de l'impédance qui est plus importante dans le cas inductif que dans le cas résistif.
Pour $\theta = 12,1\,^{\circ}$, les ondes de tension source et de courant fusible évoluent sur une demi-alternance. La pente de l'onde de courant à t=0 est faible comme dans le cas résistif.
Pour $\theta = 90\,^{\circ}$ et $\theta = 160\,^{\circ}$, les ondes de tension et de courant évoluent sur deux demi-alternances.

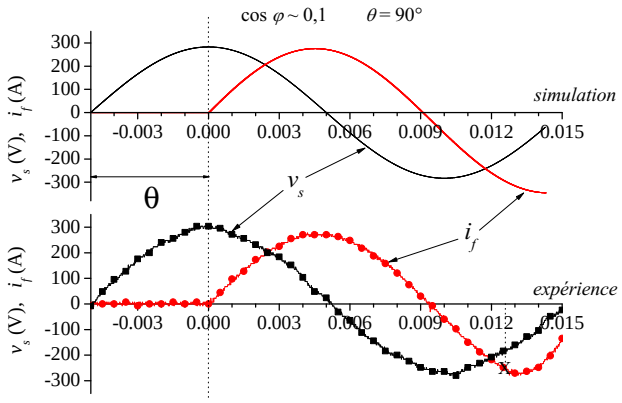
3.4.3.2 Température et énergie dissipée

Les évolutions de la température et de l'énergie dissipée, ainsi que la température équivalente relative au temps de préarc mesuré sont reportées sur les figures 3.18(a), 3.18(b) et 3.18(c) correspondant respectivement aux valeurs $\theta = 12,1\,^{\circ}$, $\theta = 90\,^{\circ}$ et $\theta = 160\,^{\circ}$. Les durées de préarc dans le cas inductif sont plus longues car les amplitudes de courant sont plus faibles.
Pour une valeur de θ correspondant à :

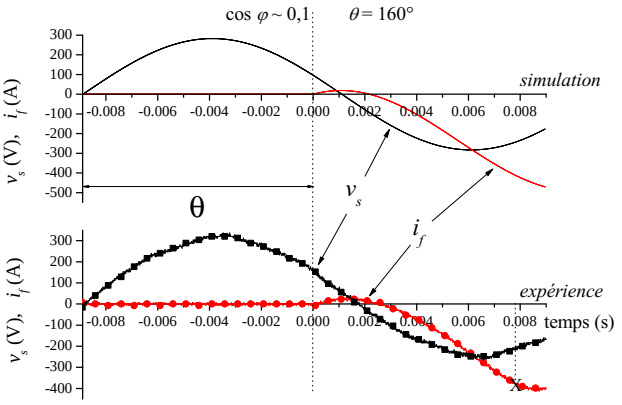
• $\theta = 12,1\,^{\circ}$ (figure 3.18(a)), la durée de préarc obtenue par simulation est de 6,96 ms et la durée de préarc mesurée est 6,13 ms. La température équivalente correspondant au temps de préarc mesuré est $T_{eq} = 1656\ K$, cette valeur est située au niveau de la zone 3 de la courbe de température. Comme nous l'avons observé dans le cas résistif, la courbe de température augmente assez lentement durant l'étape 1, la durée de l'échauffement du solide représente une partie importante du temps total de préarc. Les étapes 2, 3 et 4 sont alors marquées par des durées relativement faibles.



(a) $cos\varphi \sim 0,1$ *et* $\theta = 12,1^{\circ}$.

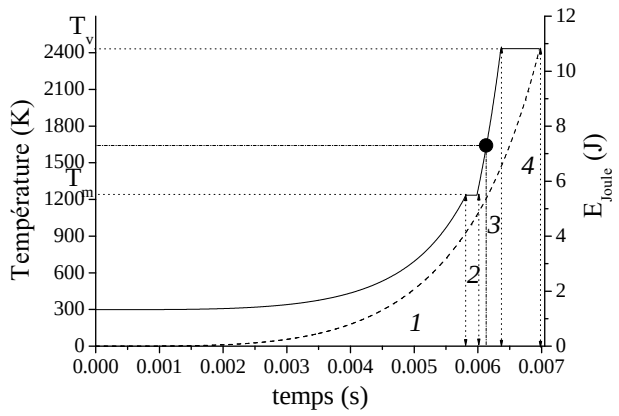


(b) $cos\varphi \sim 0,1$ *et* $\theta = 90^{\circ}$.

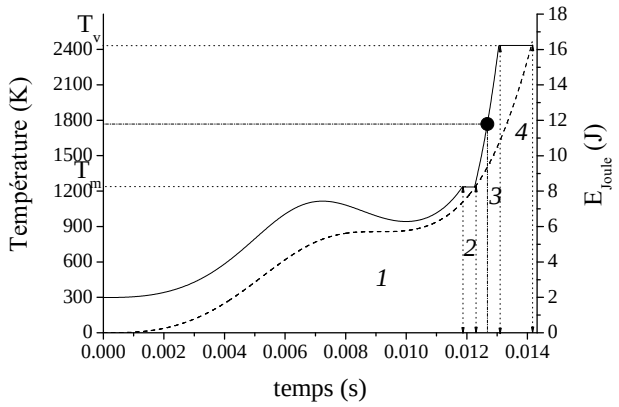


(c) $cos\varphi \sim 0,1$ *et* $\theta = 160^{\circ}$.

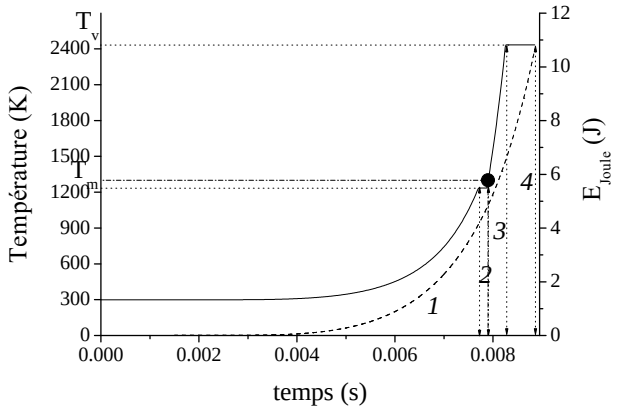
FIG. 3.17 – *Comparaison des courbes de tension source et courant fusible dans le cas d'un circuit inductif (— : tension simulée ; ■ :tension mesurée ; ... :courant simulé ; ● : courant mesuré ; × temps de préarc mesuré).*



(a) $cos\varphi \sim 0,1$ *et* $\theta = 12,1°$.



(b) $cos\varphi \sim 0,1$ *et* $\theta = 90°$.



(c) $cos\varphi \sim 0,1$ *et* $\theta = 160°$.

FIG. 3.18 – *Température et énergie dissipée dans le cas inductif (— : température simulée ; - - - : énergie dissipée ; • température équivalente au temps de préarc mesuré).*

• $\theta = 90^\circ$ (figure 3.18(b)), la durée de préarc simulée est de 14,16 ms et la durée de préarc mesurée est de 12,68 ms. La température équivalente correspondant au temps de préarc mesuré est $T_{eq} = 1766\ K$. L'allure de la courbe de température présente deux formes d'évolutions durant l'étape 1 qui sont influencées par l'évolution du courant sur la première demi-alternance. La valeur crête du courant lors de cette demi-alternance est insuffisante pour provoquer la fusion du fusible qui se produit alors dans la seconde demi-alternance.

• $\theta = 160^\circ$ (figure 3.18(c)), le régime de préarc se prolonge sur deux demi-alternances comme dans le cas résistif. Durant la première demi-alternance, la valeur crête du courant est négligeable. La durée de préarc obtenue par simulation est de 8,85 ms et la durée de préarc mesurée est de 7,90 ms. La température équivalente correspondant au temps de préarc mesuré est $T_{eq} = 1300\ K$, cette valeur est située au-dessus du palier de fusion.

3.4.4 Influence de l'angle électrique

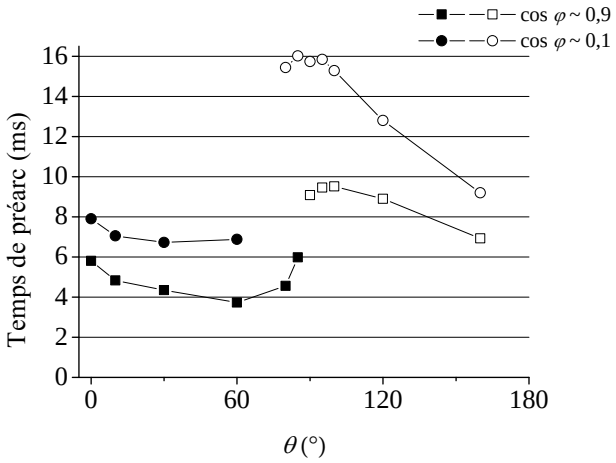
Les figures 3.19(a) et 3.19(b) illustrent l'influence de l'angle électrique d'enclenchement sur la durée de préarc. Pour des valeurs d'angles électriques variant de 0 ° à 160 °, les durées de préarc ont été obtenues par simulations numériques et par mesures expérimentales pour deux valeurs théoriques du facteur de puissance.

Angle θ (°)	Durée du préarc $t_{\text{Préarc}}$ (ms)			
	$cos\ \varphi \sim 0,1$		$cos\ \varphi \sim 0,9$	
	Simulation	Expérience	Simulation	Expérience
12,1 - 6	6,96	6,13	5,11	4,67
30	6,72	4,97	4,35	3,53
90	14,16	12,68	4,77	2,53
120	12,8	10,68	8,90	7,85
160	8,85	7,90	6,60	5,64

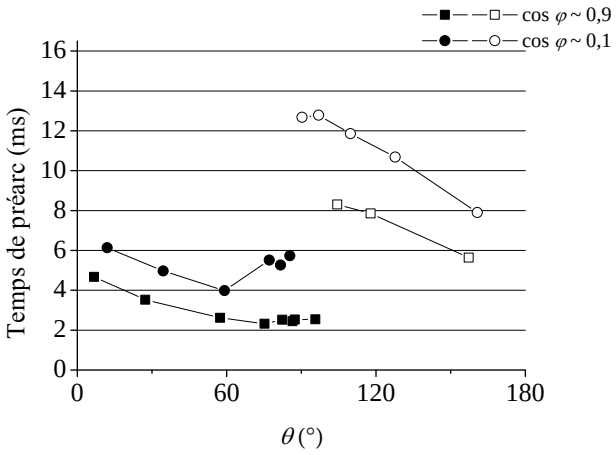
TAB. 3.4 – *Comparaison des durées de préarc entre la simulation et l'expérience dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie circulaire.*

Le tableau 3.4 donnent les valeurs du temps de préarc en fonction de différents angles d'enclenchement pour les aspects résistif et inductif de la charge du circuit. Nous remarquons que quelque soit la nature de la charge du circuit, les durées de préarc obtenues par simulation sont supérieures aux durées de préarc obtenues par l'expérience. Toutefois il existe une particularité commune à ces différents résultats. En effet lorsque nous observons

les figures il est facile de remarquer que les temps de préarc sont répartis par rapport à la valeur de l'angle électrique qui vaut 90 ° . Cette valeur est d'autant plus importante car elle concentre autour d'elle un nuage de points pour lequel les temps de préarc diffèrent fortement d'un point à l'autre. Dans [BUS 08], la "notion d'angle limite" est introduite pour chaque valeur du facteur de puissance qui correspond à la transition entre un régime de préarc qui dure sur une demi-alternance et un régime de préarc qui dure sur deux demi-alternances.



(a) Simulation.



(b) Expérience.

FIG. 3.19 – *Temps de préarc en fonction de l'angle électrique obtenu par simulation (a) et par expérience (b) (■, ● : temps de préarc obtenu lors de la première demi-alternance ; □, ○ : temps de préarc obtenu lors de la deuxième demi-alternance).*

3.5 Simulation des grandeurs thermiques et électriques : valeur particulière de l'angle d'enclenchement

Pour bien comprendre la notion d'angle limite et son influence sur le fonctionnement d'un fusible, nous allons étudier l'évolution des grandeurs électriques et thermiques pendant le régime de préarc pour un cas concret pour lequel nous choisissons un facteur de puissance de nature résistive.

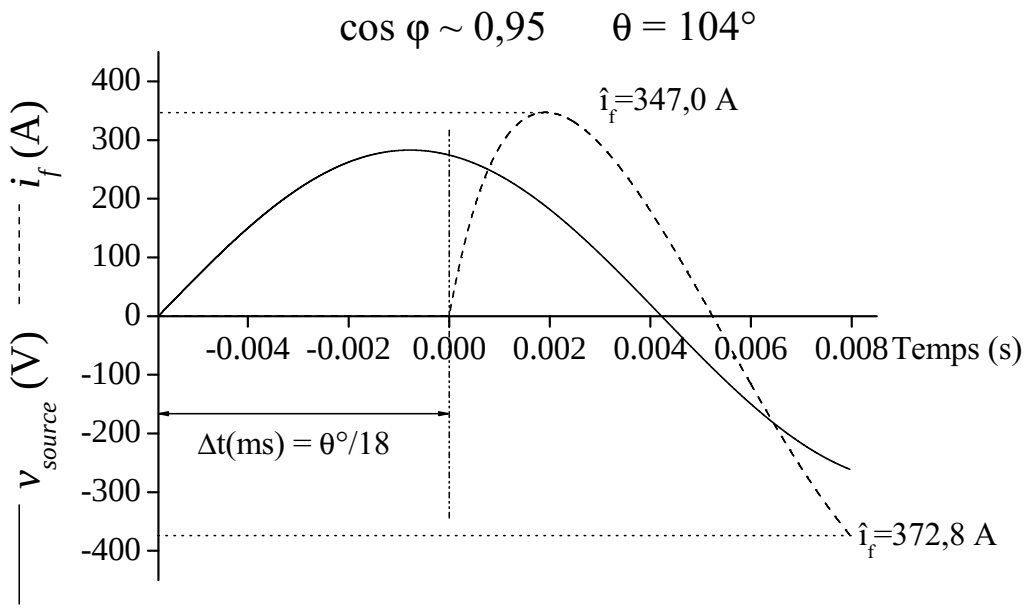


FIG. 3.20 – *Simulation de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc.*

Durant le régime de préarc, nous imposons à l'élément fusible le courant $i_P(t)$ défini par l'équation (3.4). La tension maximale appliquée est $\widehat{V} = 200\sqrt{2}\ V$, les valeurs de résistance et d'inductance totales de la charge relative au circuit sont respectivement $R = 0,54\ \Omega$ et $L = 582 \times 10^{-6}\ H$. Le facteur de puissance et l'angle d'enclenchement sont fixés à $cos\ \varphi = 0,95$ et $\theta = 104\ ^{\circ}$. La valeur du facteur de puissance est obtenue à partir de la relation :

$$cos\ \varphi = \frac{R}{\sqrt{R^2 + (L\omega)^2}}. \tag{3.5}$$

La figure 3.20 représente l'évolution de la tension source et du courant injecté dans l'élément fusible durant le régime de préarc. L'intervalle de temps entre le zéro de la tension source et l'apparition du courant correspondant à l'angle électrique d'enclenchement est

$\Delta t = 5{,}78\ ms$. Le courant évolue suivant deux demi-alternances caractérisées par des montées très rapides. Les valeurs crêtes du courant sur chacune des demi-alternances sont respectivement de 347,0 A et 372,8 A.

3.5.1 Distribution des isothermes de température dans l'élément fusible

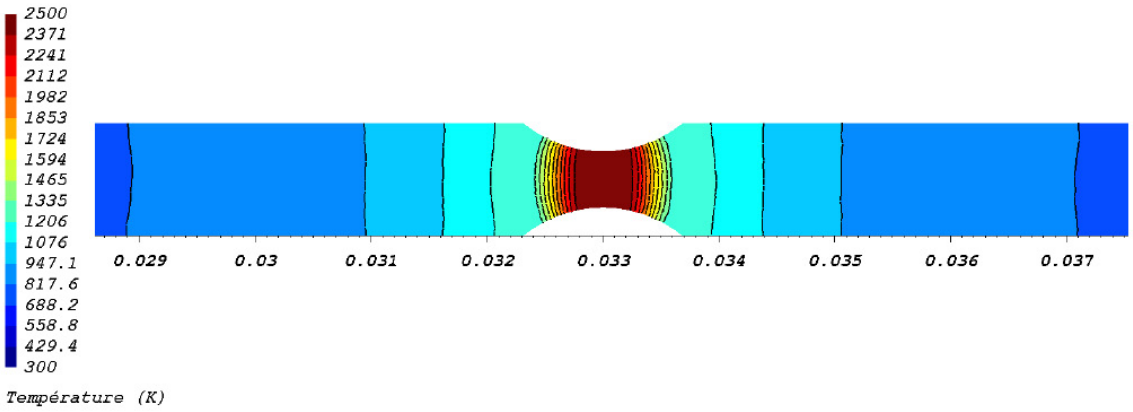


FIG. 3.21 – *Isothermes de la température à la fin du régime de préarc.*

Sur la figure 3.21 nous avons représenté la cartographie des isovaleurs de température dans l'élément fusible à la fin du régime de préarc. L'intervalle de temps entre l'instant d'apparition du courant et l'instant où toute l'enthalpie de vaporisation a été fournie à l'élément fusible définissant la durée du préarc est 7,96 ms. L'échelle des températures pour la longueur du fusible représentée varie de 800 K à 2433 K sur deux principales régions caractéristiques :

1) la première région correspond à la section réduite, elle est localisée autour du centre de l'élément et concentre les températures les plus chaudes. Les isothermes prennent une forme circulaire à cause de la forme de la section réduite. La température est plus importante au centre du fusible ($\approx$ 2433 K la température de vaporisation de l'argent), car cette région a une résistance plus importante que le reste de l'élément fusible, ce qui signifie que l'effet Joule y est important.
2) la seconde région se caractérise par des isothermes parallèles droites dont la température minimale se rapportant aux zones les moins chaudes est de 800 K. Cette valeur de température plutôt importante, est due aux dimensions de l'élément fusible - 1 mm de largeur, pour 0,5 mm de fond d'encoche - et à la forme de la section réduite (rayon extérieur) qui font que la diffusion de chaleur soit si importante dans tout l'élément.

3.5.2 Température et enthalpie dans l'élément

3.5.2.1 Distribution de la température dans l'élément fusible

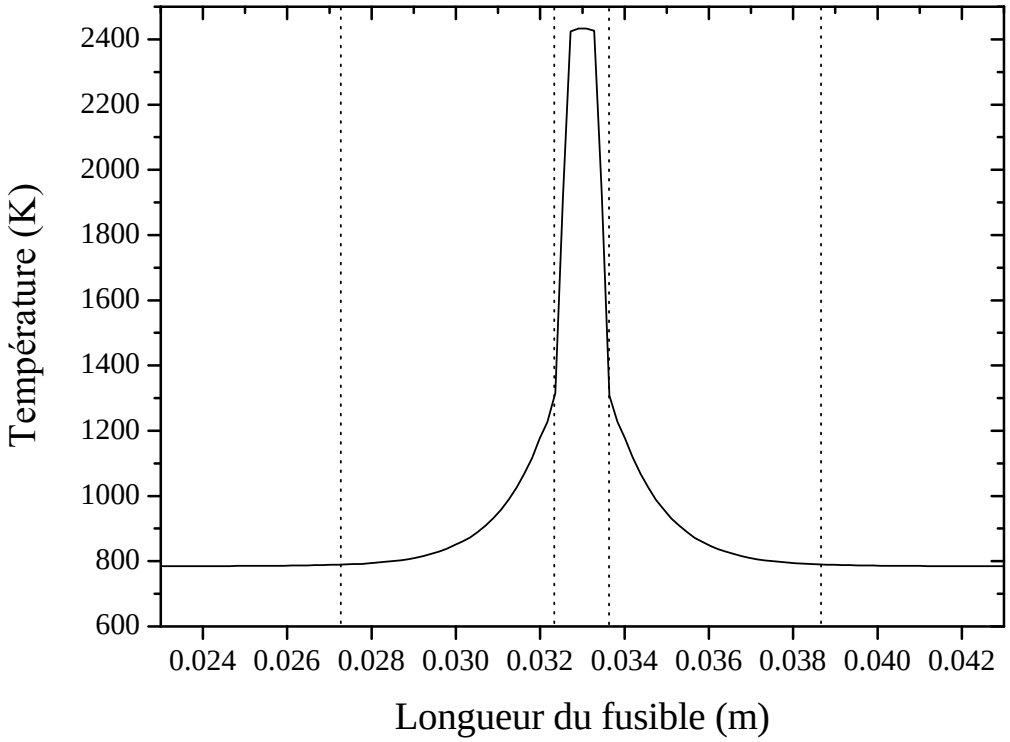


FIG. 3.22 – *Distribution longitudinale de la température dans l'élément à la fin du régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $\cos\varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104^{\circ}$.

La figure 3.22 est une illustration du phénomène observé précédemment. La distribution suivant la longueur de l'élément fusible de la température à l'intérieur de l'élément fusible a été observée à la fin du régime de préarc suivant une direction parallèle à l'axe des abscisses x pour une ordonnée située à y= 0,5 mm. L'allure de la courbe montre que le centre de la section réduite du fusible est le siège d'un échauffement rapide et important, se traduisant par une forte élévation de la température sur cette zone. Cette élévation rapide de la température est le résultat du phénomène d'effet Joule généré par le passage du courant de défaut dans la section étroite de l'élément. La distribution de température est parfaitement symétrique par rapport au centre de la section réduite du fusible avec les deux zones principales d'échauffement réparties de part et d'autre de la section réduite.

3.5.2.2 Température et enthalpie au centre de l'élément

L'enthalpie et la température sont les deux paramètres fondamentaux des phénomènes thermiques, consécutifs de la chaleur produite par effet Joule, observés lors de la simulation du régime de préarc dans les fusibles.

Le calcul de l'enthalpie permet de quantifier le stockage de l'énergie thermique au sein de l'élément fusible durant toute la durée du régime de préarc. Le critère d'arrêt défini pour la simulation est l'enthalpie de vaporisation de l'argent.
Le stockage de l'énergie thermique au sein du fusible se manifeste par une augmentation de la température à l'intérieur du fusible conduisant d'abord à sa fusion, puis à sa vaporisation et enfin à l'apparition de l'arc électrique. L'allure de la courbe de la température permet aussi de suivre les changements d'états physiques de l'élément fusible.

Les figures 3.23(a) et 3.23(b) illustrent les évolutions de la température et de l'enthalpie au centre de l'élément fusible. Le centre de l'élément fusible est défini par le point de coordonnées (x= 33 mm ; y= 0,5 mm). Pour atteindre la température de vaporisation, la courbe de température évolue selon plusieurs étapes successives distinctes.

Etape 1 : cette étape correspond à une évolution croissante de l'enthalpie. Sur la courbe de température elle correspond à l'échauffement du fusible de la température initiale à la température de fusion. L'élévation de la température est rapide sur cette étape qui dure 3,55 ms.

Etape 2 : la courbe d'enthalpie présente deux types d'évolutions : une évolution d'abord marquée par un changement de pente, synonyme de changement d'état physique. L'enthalpie augmente ensuite jusqu'à une certaine valeur, puis décroît aussitôt. Durant cette étape, la température de fusion est atteinte d'où l'observation du palier (température constante). Bien que peu d'énergie soit généralement nécessaire pour la transformation solide-liquide de l'argent ($\mathcal{L}_f = 1,05 \times 10^5 J.kg^{-1}$), ce phénomène se traduit par une durée de 0,84 ms consécutive à la baisse de l'enthalpie donc d'un apport d'énergie insuffisant.

Etape 3 : l'étape 3 est dans un premier temps marquée par la solidification de l'élément résultant de la baisse de l'enthalpie durant 1,57 ms, puis dans un second temps celle-ci augmente à nouveau. La température au centre de l'élément baisse d'environ 230 K avant de remonter et d'atteindre à nouveau la température de fusion. La durée de cette étape est d'environ 2,64 ms.

Etape 4 : l'étape 4 est équivalente à l'étape 2 correspondant au palier de fusion ; la différence principale est la durée du phénomène qui est plus rapide dans cette étape (moins de 0,3 ms) car le courant augmente plus rapidement.

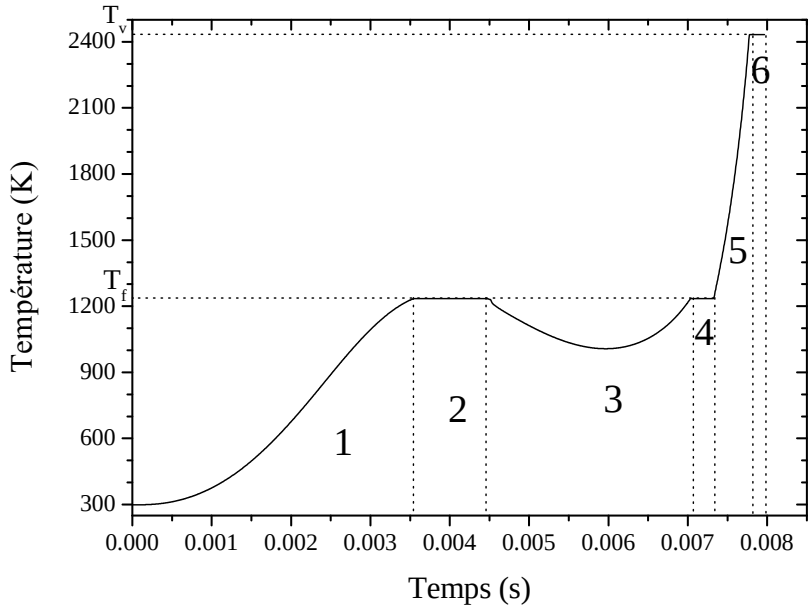
Etape 5 : l'étape 5 qui correspond à l'échauffement du liquide de la température de fusion jusqu'à la température de vaporisation est très rapide et dure moins de 0,5 ms. Le changement de pente de la courbe d'enthalpie est très important, la courbe croît très rapidement.

Etape 6 : l'étape 6 se présente sous la forme d'un palier durant lequel l'enthalpie de vaporisation est fournie à l'élément et la température reste constante. Ce palier correspond au changement d'état liquide-vapeur et dure moins de 0,2 ms.

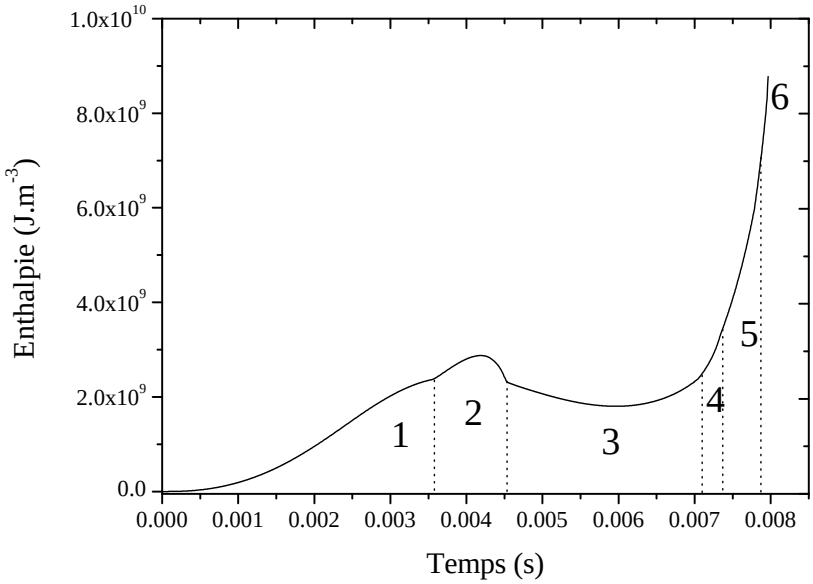
D'une manière générale les courbes d'évolutions de l'enthalpie et de la température au centre de l'élément fusible peuvent être divisées en deux phases principales : la première phase comprenant les étapes 1 à 3 et qui représente plus de 88 % de la durée totale du régime de préarc sera considérée comme la phase solide et la seconde phase comprenant les étapes 4 à 6, correspondant à moins de 12 % de la durée de préarc, sera considérée comme la phase liquide.

Les phénomènes observés s'expliquent par le fait que les variations d'enthalpie et de température à l'intérieur de l'élément fusible dépendent directement de l'énergie électrique injectée au travers du courant électrique et de l'effet Joule.

Dans la phase solide, la première alternance du courant dans le fusible est marquée par une croissance rapide et par l'augmentation rapide de la température.



(a) Température.



(b) Enthalpie.

FIG. 3.23 – *Evolution de la température (a) et de l'enthalpie (b) durant le régime de préarc. Simulations de la température et de l'enthalpie au centre du fusible (x= 33 mm ; y= 0,5 mm). Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $\cos\varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104^{\circ}$.

Le courant décroît ensuite moins rapidement et le fusible qui a atteint la température de fusion reçoit alors de moins en moins d'énergie d'où la longueur du palier de fusion. De plus la courbe d'enthalpie montre qu'un changement d'état s'est opéré mais que l'énergie fournie n'est pas suffisante et la courbe d'enthalpie décroît. Le fusible redevient alors solide. Le courant finit par s'annuler durant l'étape 3 et augmenter de nouveau ce qui se manifeste par un refroidissement et une nouvelle élévation de la température du fusible jusqu'à la température de fusion.

La phase liquide est caractérisée par une augmentation très rapide du courant. Cette augmentation très rapide du courant associée au changement de résistivité de l'élément en argent donnent au fusible un effet Joule très important. Les étapes 4, 5 et 6 sont ainsi franchies très rapidement, notamment l'étape 6 qui correspond au changement d'état liquide-vapeur nécessitant une énergie 20 fois supérieure à celle du changement d'état solide-liquide.

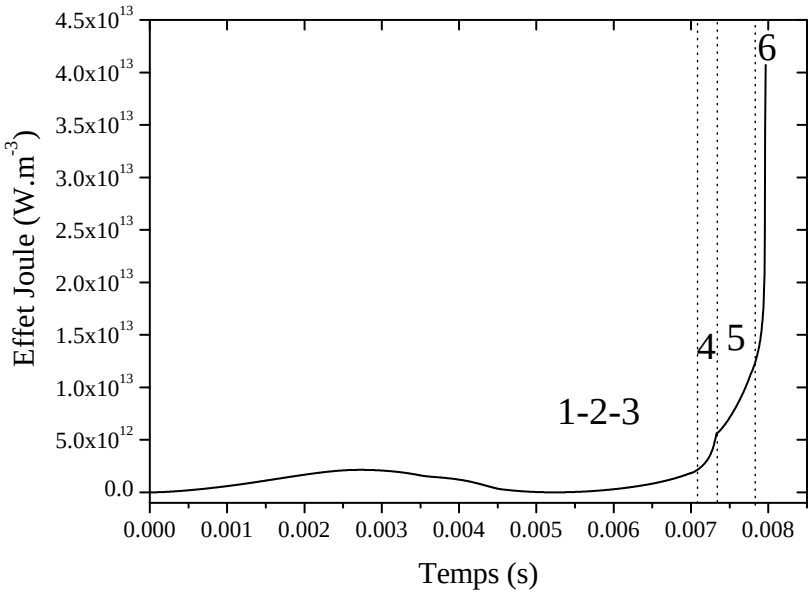


FIG. 3.24 – *Evolution de l'effet Joule au centre de l'élément durant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\,\Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, $cos\ \varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104^{\circ}$.

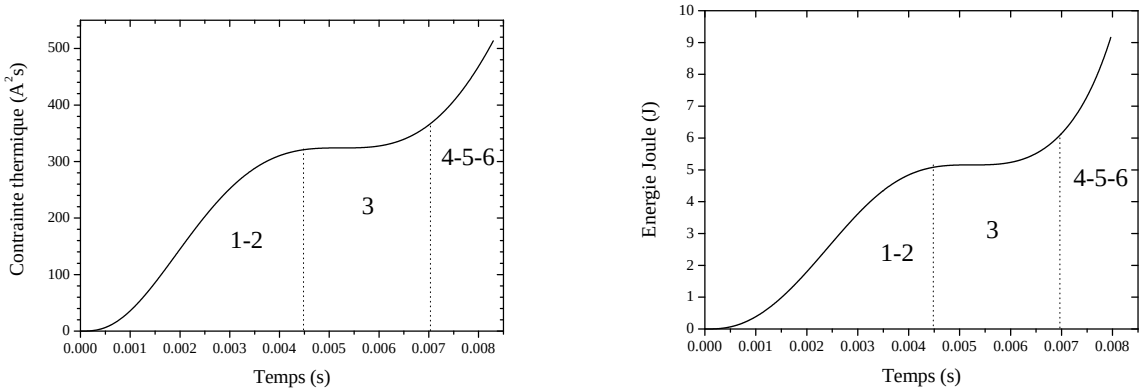
La courbe d'évolution de l'effet Joule au centre du fusible est présentée à la figure 3.24. L'allure de la courbe montre deux parties distinctes :

- sur la première partie, l'évolution de l'effet Joule n'est pas importante mais la courbe

couvre tout de même plus de 90 % de la durée totale du régime de préarc. L'évolution de l'effet Joule durant cette période montre que la chaleur produite n'est pas suffisante pour que le changement d'état solide-liquide se produise, comme cela a pu être observé lors des étapes 1, 2 et 3 de la courbe de température ;

- la seconde partie est marquée par un changement important de pente de la courbe ce qui signifie une transition solide-liquide. Ce changement brusque de pente résulte de la variation de la conductivité électrique qui devient deux fois moins importante dans la phase liquide que dans la phase solide ($\frac{\Delta\sigma_s(T_f)}{\Delta\sigma_l(T_f)} = 2,1$). L'effet Joule augmente ensuite très rapidement, en effet la durée du phénomène représente moins de 10 % du temps total de préarc, ce qui est représentatif des étapes 4, 5 et 6 observées sur la courbe de température.

Les figures 3.25(a) et 3.25(b) représentent les variations durant le régime de préarc de la contrainte thermique (a) et de l'énergie Joule (b) dissipée à travers la résistance de l'élément fusible.



(a) Contrainte thermique de préarc.

(b) Energie Joule dissipée à travers la résistance de l'élément.

FIG. 3.25 – *Evolution de la contrainte thermique et de l'énergie dissipée dans l'élément durant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, *cos* $\varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104°$.

L'énergie dissipée dans le fusible à chaque instant t est obtenue par le produit de la résistance de l'élément fusible et de la contrainte thermique.

$$E_J = \int_0^{t_{\text{Préarc}}} R_f(t) \times i^2(t)dt. \tag{3.6}$$

La contrainte thermique est un paramètre très utile car elle permet de mesurer la capacité du fusible à limiter l'énergie apportée par le courant défaut. La simulation de la contrainte

thermique permet de pouvoir comparer les valeurs obtenues aux mesures expérimentales ou avec les valeurs fournies par les industriels. La valeur de la contrainte thermique de préarc simulée est $463,46\ A^2s$ et la valeur de l'énergie dissipée dans l'élément à la fin du préarc est de $9,15\ J$.

3.5.3 Distribution de la densité de courant dans l'élément

Sur la figure 3.26 nous avons représenté la cartographie des isovaleurs de la densité de courant dans l'élément fusible à la fin du régime de préarc. La densité de courant est plus importante au centre du fusible où la section est réduite par rapport au reste de l'élément fusible. Quelques effets de bord sont observés dans les zones situées aux limites de la section réduite. Ces effets sont dus au maillage car certaines cellules du maillage possèdent des arêtes situées en dehors du domaine.

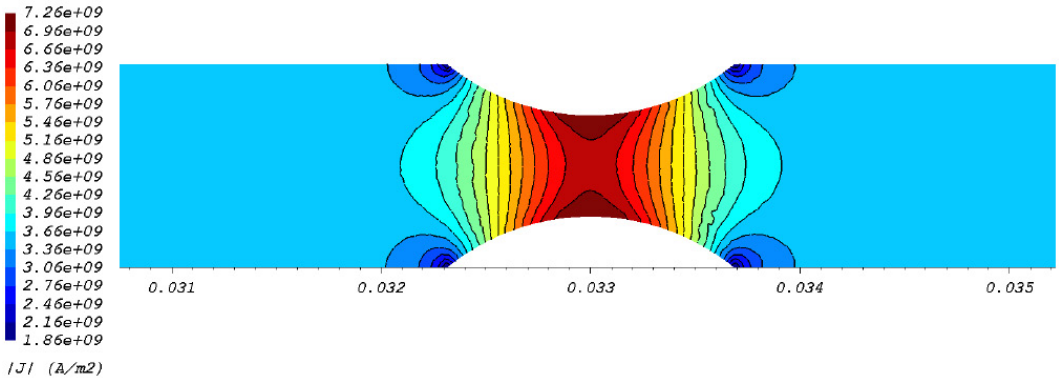


FIG. 3.26 – *Isovaleurs de la densité de courant à la fin du régime de préarc.*

La figure 3.27 présente la distribution de la norme de la densité de courant sur la longueur du fusible (parallèle à l'axe des x) située à l'ordonnée y= 0,5 mm à la fin du régime de préarc. La distribution de la densité de courant a la même allure que la distribution de la température de la figure 3.22. La courbe de densité qui est aussi symétrique par rapport au centre de la section réduite présente un maximum localisé au centre de l'élément. Cette différence de la densité de courant avec le reste de l'élément est due à la présence de la section réduite car le courant circulant dans l'élément fusible est le même à chaque instant. Cette valeur élevée de la densité de courant est la cause qui va induire un effet Joule ($\frac{|J|^2}{\sigma}$) très important, puis l'augmentation de température qui conduit à la vaporisation de la section réduite dont le rôle est de provoquer par sa rupture l'apparition de l'arc électrique.

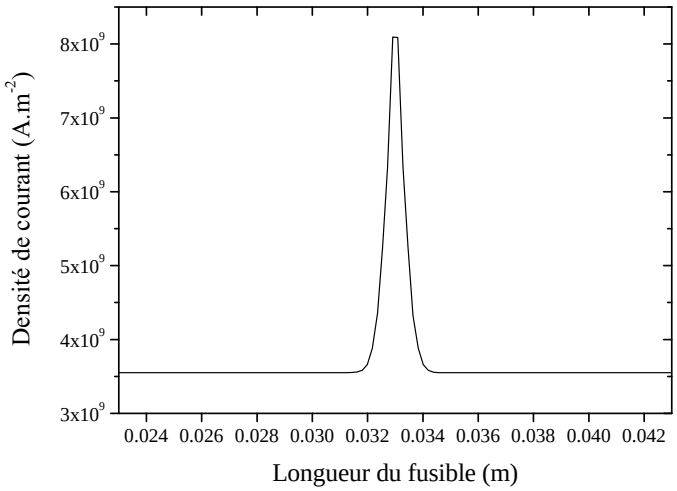


FIG. 3.27 – *Distribution longitudinale de la densité de courant dans l'élément fusible à la fin du régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, *cos* $\varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104^{\circ}$.

3.5.4 Distribution du potentiel électrique dans l'élément

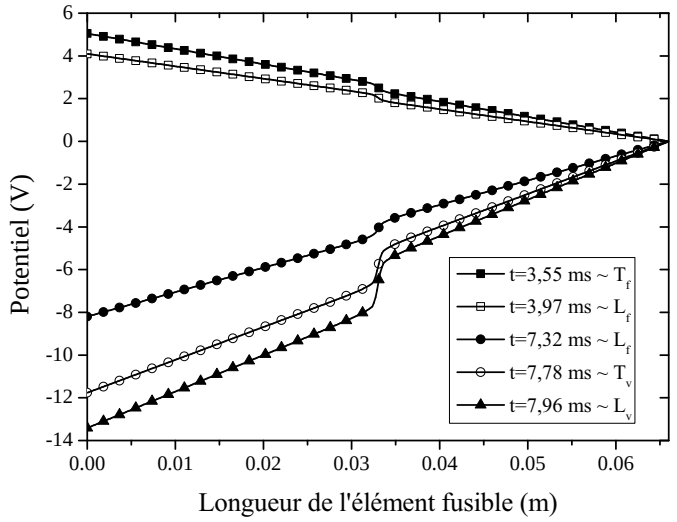


FIG. 3.28 – *Distribution du potentiel électrique dans l'élément fusible obtenue à différents instants pendant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, *cos* $\varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104^{\circ}$.

La figure 3.28 montre l'évolution du potentiel électrique le long de l'élément fusible à différents instants caractéristiques, obtenue sur toute la longueur de l'élément fusible parallèlement à l'axe des x pour y = 0,5 mm. Chaque temps caractéristique correspond à une durée pour atteindre les températures ou enthalpies de fusion et vaporisation du matériau. L'allure des courbes illustre bien les conditions aux limites imposées pour le problème électrique décrites au chapitre 2 : $V = 0$ à la cathode (x = 66 mm) et la densité de courant entrant à l'anode (x = 0 mm). Nous obtenons ainsi les variations de la chute du potentiel le long de l'élément fusible. La chute de potentiel est significative autour de la section réduite. En effet d'une forme presque linéaire au début de la fusion, la chute de potentiel augmente notamment avec le changement de conductivité électrique pour t=7,32 ms en fin de fusion. A la fin du préarc (t=7,96 ms) la chute de potentiel est marquée par la résistivité électrique ($\frac{1}{\sigma}$) à l'état liquide de l'argent.

3.5.5 Résistance électrique et tension aux bornes du fusible

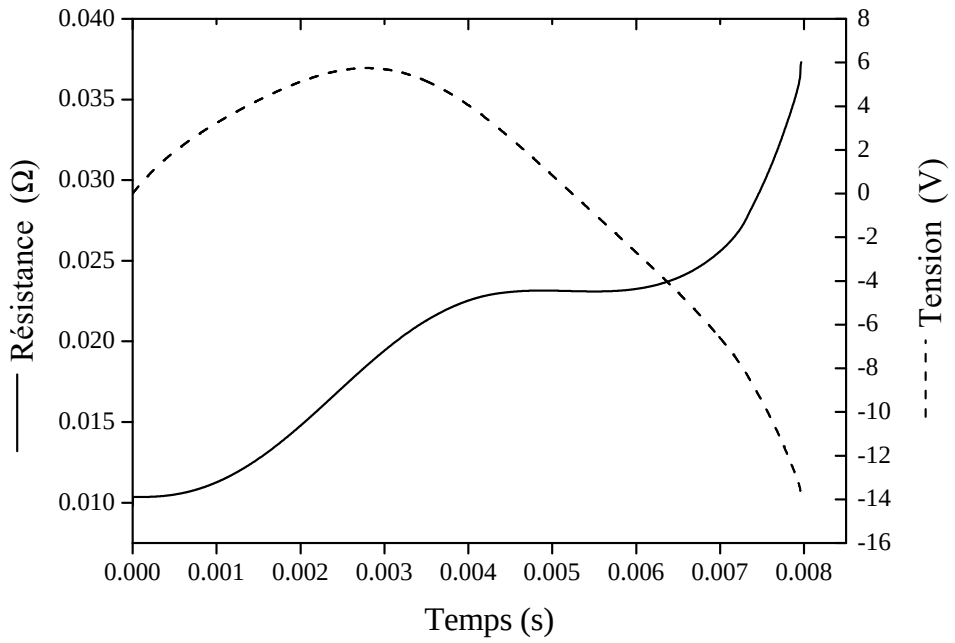


FIG. 3.29 – *Evolutions de la résistance électrique et de la tension aux bornes du fusible durant le régime de préarc. Valeurs caractéristiques de la simulation :* $R = 0,54\ \Omega$, $L = 582 \times 10^{-6}\ H$, *cos* $\varphi = 0,95$ *et* $\theta = 104^{\circ}$.

La figure 3.29 illustre les variations des courbes de la résistance électrique de l'élément fusible et de la tension à ses bornes durant le régime de préarc. La résistance dans l'élément est obtenue à partir de la différence de potentiel dans le fusible et de la valeur instantanée du courant :

$$R_f(t) = \frac{\Delta V(t)}{I(t)}. \tag{3.7}$$

La résistance du fusible croît d'abord assez rapidement au début du régime de préarc, puis reste à peu près constante jusqu'au moment où survient le changement de résistivité électrique, ce qui se traduit par une rapide augmentation de la résistance du fusible et une augmentation de l'effet Joule dans le fusible. La courbe de la tension déduite de la résistance et du courant suit l'évolution du courant : elle augmente d'abord assez rapidement et baisse ensuite lentement avant d'augmenter ensuite jusqu'à la fin du régime de préarc.

3.6 Influence des configurations géométriques

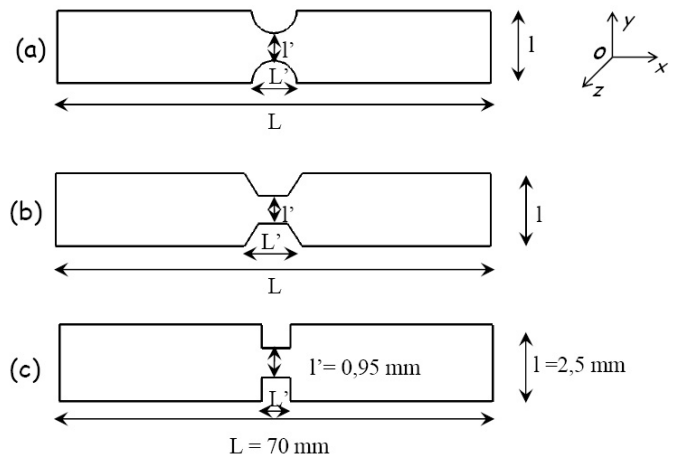


FIG. 3.30 – *Géométries et dimensions d'éléments fusibles industriels de sections réduites variables : circulaire (a), trapézoïdale (b) et rectangulaire (c).*

L'élément (ruban) fusible constitue le composant principal du dispositif fusible par sa capacité à se comporter comme un très bon conducteur électrique d'une part mais aussi par sa capacité à amorcer l'arc électrique. La forme et la structure des éléments fusibles sont généralement adaptées au niveau de tension d'utilisation désiré (BT, MT, HT).

3.6.1 Variation de la forme de la section réduite : cas des géométries circulaire, trapézoïdale et rectangulaire

Les sections réduites des rubans fusibles sont des zones privilégiées dont la largeur (fond d'encoche) contrôle les phénomènes de fusion, de vaporisation et d'amorçage de l'arc électrique durant le fonctionnement du fusible. Les formes géométriques de ces sections réduites sont diverses et variées. Les formes les plus répandues sont principalement les géométries dites circulaire ou semi-circulaire, trapézoïdale et rectangulaire qui sont représentées à la figure 3.30.

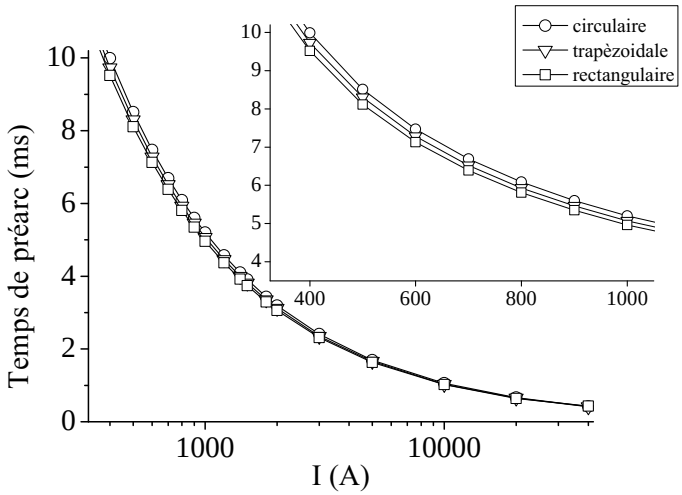


FIG. 3.31 – *Variation de la durée de préarc en fonction du courant pour trois formes d'encoches : circulaire, trapézoïdale et rectangulaire.*

Courant (A)	Temps de préarc (ms)		
	circulaire	trapézoïdale	rectangulaire
400	9,99	9,73	9,52
800	6,09	5,93	5,81
2000	3,19	3,12	3,06
5000	1,69	1,66	1,63
10000	1,06	1,03	1,02
20000	0,66	0,65	0,64
40000	0,43	0,42	0,41

TAB. 3.5 – *Temps de préarc obtenus en fonction du courant sur les trois types de géométries.*

Les dimensions géométriques des éléments fusibles sont identiques, leur longueur totale est L = 70 mm, pour une largeur de 2,5 mm et une épaisseur de 0,105 mm. Les sections réduites ont des formes différentes d'égale longueur (L' = 2 mm) et de largeur (l' = 0,95 mm) fixe.

La figure 3.31 représente les variations du temps de préarc en fonction des valeurs du courant pour les trois formes d'encoches. La gamme de courant choisie varie entre 400 A et 40 kA et les temps de préarc obtenus sont inférieurs à 10 ms ce qui correspond à des temps de préarc courts.

Les durées de préarc observées pour les géométries circulaire, trapézoïdale et rectangulaire sont reportées dans le tableau 3.5.

Le temps de préarc diminue avec l'augmentation du courant. Des écarts entre les temps de préarc sont observés pour les différentes géométries. La durée maximale du préarc est obtenue avec une géométrie circulaire et la durée la plus faible est obtenue avec une géométrie rectangulaire. Les écarts entre ces temps de préarc diminuent pour des valeurs croissantes du courant. En effet aux fortes valeurs du courant le fonctionnement est adiabatique, car la diffusion intervient peu d'où cette réduction des écarts observés.

L'effet de la diffusion thermique est important aux faibles valeurs du courant, la forme géométrique des sections réduites joue alors un rôle plus important.

• La forme circulaire est plus sensible à la diffusion car sa section réduite n'est pas constante, seule une partie très étroite de l'encoche est concernée par l'augmentation de la densité de courant d'où un échauffement moins important.

• Sur la géométrie rectangulaire la section de conduction est plus longue, la résistance est alors plus faible et la densité de courant nettement plus importante ce qui produit un effet Joule important.

• La géométrie trapézoïdale, dont la section de conduction est moins longue que dans le cas rectangulaire, donne des temps de préarc proches de la géométrie rectangulaire.

3.6.2 Variation de la longueur de la section réduite : exemple de la géométrie rectangulaire

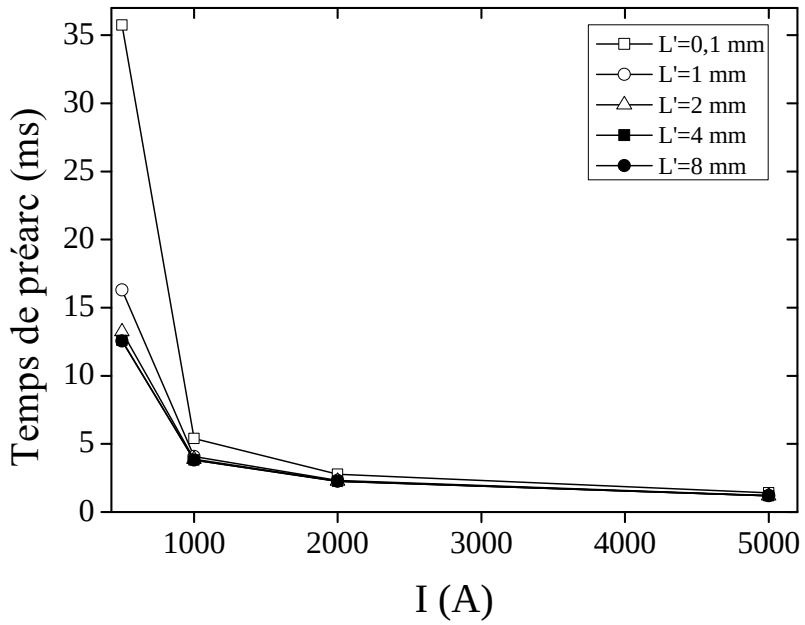


FIG. 3.32 – *Variations de la durée de préarc en fonction du courant pour différentes longueurs d'encoches. Cas d'une encoche rectangulaire.*

Les dimensions des éléments fusibles sont généralement choisies d'avance et adaptées en fonction des caractéristiques nominales, tension U_N et courant I_N. Plusieurs éléments fusibles appartenant à la même série pour laquelle la forme géométrique de la section réduite est fixe et le fond d'encoche constant sur toute la longueur, se différencient entre eux par une longueur de section réduite variable. Nous avons observé l'influence de la variation de longueur d'une section réduite pour des éléments fusibles ayant une section réduite de type rectangulaire.

La figure 3.32 représente les variations des temps de préarc obtenus pour différentes longueurs de la section réduite en fonction du courant. La durée du préarc dépend de deux types de facteurs.

1) Pour chacune des longueurs testées (figure 3.32), la durée de préarc diminue lorsque le courant augmente ;

2) A une valeur de courant fixée, l'évolution de la durée de préarc est inversement pro-

portionnelle à la longueur de la section réduite. Lorsque la longueur de la section réduite est petite, de très forts gradients de températures existent, ce qui signifie un important phénomène de diffusion thermique. Du coup les échanges thermiques avec le voisinage sont élevés. L'effet inverse est observé lorsque la longueur de la section est importante, la distribution de température est homogène autour du centre du fusible et il y a ainsi moins de diffusion. Aux forts courants c'est le phénomène adiabatique qui prédomine et il n'y a pratiquement pas d'effet de diffusion.

3.6.3 Variation de l'angle géométrique de la section réduite : exemple de la géométrie trapézoïdale

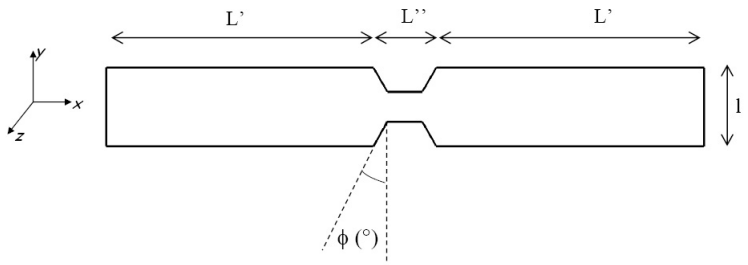


FIG. 3.33 – *Géométrie d'un élément fusible industriel ayant une section réduite trapézoïdale.*

Angle ϕ (°)	Longueur L'' (mm)	Courant (A)
40	0,2	1000
45	0,87	1000
60	1,10	1000
80	1,75	1000
90	2	1000

TAB. 3.6 – *Caractéristiques géométriques de la section réduite et valeur du courant électrique utilisées pour les simulations.*

Les rubans fusibles dont la forme des encoches est trapézoïdale sont différenciés par la valeur de l'angle géométrique définissant la longueur totale de la section réduite. La figure 3.33 montre la géométrie d'un élément fusible de section réduite trapézoïdale pour laquelle l'angle varie. La forme trapézoïdale est un cas particulier de la forme rectangulaire pour laquelle l'angle géométrique fait 90 ° . Pour la longueur équivalente de section réduite qui correspond à L"= 2 mm, le temps de préarc obtenu est de 3,92 ms pour la

géométrie trapézoïdale et 3,87 ms pour la géométrie rectangulaire. L'écart entre ces deux valeurs représente environ 1 %.

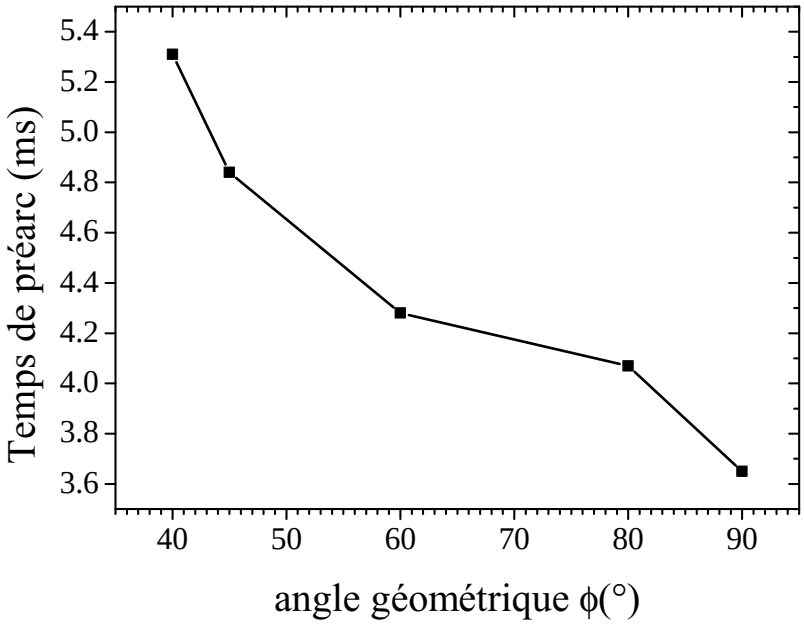


FIG. 3.34 – *Variation de la durée de préarc en fonction de l'angle géométrique d'un ruban fusible à section réduite trapézoïdale.*

La figure 3.34 montre l'évolution du temps de préarc en fonction de la valeur de l'angle géométrique pour un ruban fusible ayant une géométrie trapézoïdale. Le temps de préarc est important pour les faibles valeurs de l'angle. Lorsque l'angle augmente le temps de préarc est plus faible.

Pour montrer l'influence de l'angle géométrique nous avons illustré sur la figure 3.35 la distribution de température à la fin du préarc pour différents angles. Pour des valeurs d'angles élevées (proches de 90 °), la distribution de température le long de l'élément est très large et s'étend aux régions voisines de la section réduite ce qui a pour effet comme dans le cas rectangulaire de chauffer plus rapidement la section réduite. La distribution est moins importante pour des faibles valeurs de l'angle car la diffusion est plus importante.

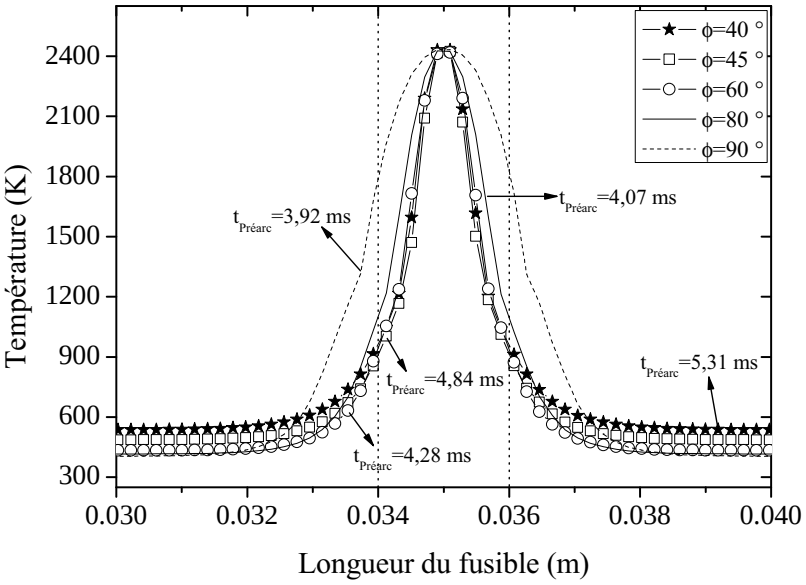


FIG. 3.35 – *Distributions de la température suivant la longueur du fusible pour différentes valeurs de l'angle géométrique d'un ruban fusible à section réduite trapézoïdale.*

3.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié le régime de préarc pour des durées inférieures à 10 ms. A partir des caractéristiques électriques de la station de puissance, l'évolution du courant présumé de défaut telle que prescrite par les industriels a pu être établie. Le courant présumé a ensuite été utilisé comme paramètre initial et fondamental de la simulation numérique. Les mécanismes physiques caractérisant le fonctionnement du fusible durant le régime de préarc ont été décrits par l'intermédiaire des variations des grandeurs électriques et thermiques simulées à partir de l'équation bidimensionnelle de la chaleur. Les grandeurs électriques simulées ont ensuite été comparées au grandeurs électriques obtenues par l'expérience pour deux valeurs typiques du facteur de puissance.

En prenant comme paramètre variable l'angle d'enclenchement, nous avons étudié son influence sur le temps de préarc obtenu par simulation et par expérience pour les deux valeurs du facteur de puissance. Les premiers résultats ont montré que, quelquesoit la valeur de l'angle d'enclenchement le temps de préarc simulé est supérieur au temps de préarc mesuré. Cette différence est d'autant plus marquée par le fait que lorsque nous transposons le temps de préarc mesuré sur la courbe de température simulée, la tem-

pérature obtenue se situe principalement entre le palier de la fusion et le milieu de la phase liquide. Bien que certaines données relatives au comportement thermique durant la vaporisation du fusible (conductivité électrique par exemple) ne sont pas bien connues, les résultats observées laissent supposer que la rupture de l'élément fusible au niveau des sections réduites ne serait pas uniquement due à un processus thermique. De nouvelles investigations semblent toutefois nécessaires non seulement dans le but d'acquérir les données manquantes pour le modèle utilisé, mais aussi pour expliquer les différences entre simulation et expérience dans le but de comprendre le ou les mécanismes conduisant à l'apparition de l'arc électrique dans le fusible. Un début de réponse pourrait être apporté par la mesure expérimentale de l'évolution de la résistance du fusible pendant et à la fin du régime de préarc.

L'étude de différentes configurations géométriques d'éléments fusibles a montré que le temps de préarc est fortement influencé par chaque facteur géométrique et principalement au niveau des sections réduites entrant dans la conception des éléments.

La comparaison de l'évolution des grandeurs électriques sources - courant dans le fusible et tension source - sous l'influence des variables caractéristiques du circuit a montré des similitudes entre les résultats expérimentaux et simulés et des temps de préarc de même ordre de grandeur avec des écarts acceptables.

Le modèle mathématique décrit l'ensemble des phénomènes physiques régissant le régime de préarc pour les temps courts. Les coefficients de transport tels que la conductivité électrique du matériau (en argent) restent inconnus pour des températures au-dessus de 1700 K.

Chapitre 4

Etude du régime de préarc en forte surcharge : le problème adiabatique

Sommaire

4.1 Problématique industrielle 126

4.2 Hypothèses du problème adiabatique 127

4.2.1 Mise en oeuvre théorique 127

4.2.2 Ecriture généralisée du problème adiabatique : prise en compte des processus thermiques durant le préarc 129

4.3 Modélisation de l'échauffement adiabatique dans les fusibles 131

4.3.1 Modèle analytique - durée virtuelle 132

4.3.2 Modèle adiabatique 133

4.3.3 Notion de droite adiabatique 134

4.4 Comparaison des modèles adiabatique, Meyer théorique et Meyer empirique 138

4.4.1 Durée du préarc évaluée à la fin de la fusion 140

4.4.2 Durée du préarc évaluée au début de la vaporisation 142

4.4.3 Durée du préarc évaluée à la fin de la vaporisation 144

4.5 Conclusion 147

4.1 Problématique industrielle

La caractéristique temps-courant (un exemple est donné à la figure 4.1) est le paramètre essentiel du fonctionnement d'un fusible. C'est une mesure des réponses en temps de préarc (temps de fusion ou temps de vaporisation) ou en temps de fonctionnement par rapport à différentes valeurs du courant de défaut auquel peut être soumis le fusible. La caractéristique permet non seulement de bien choisir le fusible approprié pour un niveau de protection (valeur de la tension nominale) mais aussi de vérifier la coordination du fusible avec d'autres dispositifs de protection (lors d'échauffements prolongés par exemple). Les échelles de temps de préarc couverts vont de quelques millisecondes (certaines échelles de temps couvrent les microsecondes) à plusieurs heures, pour des échelles de courants allant de quelques ampères à plusieurs dizaines de kiloampères.

Les courbes temps-courant sont très souvent le résultat de nombreux essais effectués dans le contexte exigeant des recommandations normatives. Le but recherché par tous les industriels est la réduction au maximum possible des coûts engendrés par les essais tout en maximisant la fiabilité et la sécurité de leurs produits. Prédire la durée de préarc ou la durée de fonctionnement d'un fusible reste donc un pari important.

A l'heure actuelle il existe des modèles analytiques utilisés pour la détermination de la durée de préarc. L'utilisation de ces modèles dépend souvent de la rapidité du phénomène de fusion-vaporisation et donc de la durée de préarc. Les durées du régime de préarc généralement observées ont permis à [BEA 95], de classifier les temps de préarc en trois catégories :

i : temps de préarc courts, pour lesquels il faut distinguer les temps très courts lorsque $t_{\text{Préarc}} < 1ms$ et les temps de préarc compris entre $1\ ms < t_{\text{Préarc}} < 10\ ms$,

ii : temps de préarc moyens, lorsque la durée du régime de préarc se situe entre $10\ ms < t_{\text{Préarc}} < 1\ s$,

iii : temps de préarc longs, lorsque cette durée est supérieure à $1\ s$.

La rapidité du phénomène de fusion-vaporisation dans le cas (i), a conduit certains auteurs à considérer les processus thermiques intervenant dans les fusibles comme adiabatiques. Le terme adiabatique exprime le fait qu'il n'y a pas de diffusion de chaleur. A l'intérieur de l'élément - principalement au niveau des sections réduites - les variations de température dues à la quantité d'énergie thermique déposée par le passage du courant électrique, sont plus rapides comparées à la vitesse avec laquelle la chaleur est transportée vers le reste de l'élément ; ce qui fait fondre et vaporiser rapidement l'élément fusible.

De nombreuses applications industrielles exploitent ce type de transformation thermodynamique. C'est le cas des fils explosés (Electrical Exploding Wires en anglais) pour la fabrication des nano-poudres [MAO 09], de l'allumage d'explosifs dans les applications militaires [BUS 04] ou de l'analyse des propriétés électriques des matériaux [TUC 61].

Les phénomènes adiabatiques dans les fusibles ont très tôt intéressé les scientifiques. Preece et Meyer furent les premiers à établir des relations entre le courant électrique traversant un élément fusible et certaines caractéristiques du matériau utilisé.

Preece [BRO 01] a proposé une relation entre le courant minimum de fusion et la géométrie d'un fil fusible, grâce à un coefficient tel que :

$$I_{fusion} = K_P \times d^{\left(\frac{3}{2}\right)}, \tag{4.1}$$

où K_P est un coefficient dépendant des propriétés physiques du matériau, I_{fusion} le courant minimum pouvant provoquer la fusion du fusible et d le diamètre du fusible.

Meyer [MEY 06] a lui relié la section de conduction du fusible à l'intégrale du courant traversant le fusible durant l'intervalle de temps nécessaire pour atteindre la température de fusion, par l'intermédiaire d'un coefficient permettant d'écrire :

$$K_M \times S^2 = \int_{t_0}^{t_{T_f}} i^2(t)dt, \tag{4.2}$$

où K_M est un coefficient qui dépend aussi des propriétés physiques du matériau, S la section de conduction de l'élément fusible et t_{T_f} le temps pour atteindre la température de fusion du fusible.
Pour tout matériau homogène les valeurs des coefficients de Preece et Meyer sont constantes.

Dans la plupart des publications qui traitent du fonctionnement adiabatique dans les fusibles, [GIB 41], [MOR 71] et [WHE 76] le coefficient de Meyer est le plus utilisé, en particulier chez les industriels où il intervient dans le calcul des temps de préarc.

4.2 Hypothèses du problème adiabatique

4.2.1 Mise en oeuvre théorique

Lorsque la génération de chaleur dans un élément fusible est telle que la température de vaporisation du conducteur est atteinte en un temps très court, les hypothèses suivantes

peuvent être faites :

- il n'y a pas de transmission de chaleur vers les parties environnantes,
- les gradients de température à l'intérieur de l'élément entre les sections réduites et le reste de l'élément sont importants.

Par définition, le fonctionnement du fusible est dit adiabatique lorsque la chaleur engendrée par effet Joule sert uniquement à chauffer et faire fondre tout ou la partie du conducteur où elle est générée. Il n'y a pas d'échange avec le milieu environnant même très voisin. Dans la suite, nous allons présenter une approche théorique permettant l'évaluation du coefficient de Meyer.

Considérons un élément fusible parcouru par un courant de défaut. L'énergie thermique nécessaire pour élever sa température de T_0 (sa température initiale) à T_f (sa température de fusion) est égale à :

$$E_{thermique} = \mu.c_s.V.(T_f - T_0), \tag{4.3}$$

où μ représente la masse volumique du matériau, c_s sa capacité thermique massique à l'état solide et V le volume du fusible.
L'énergie électrique dissipée par effet Joule à travers la résistance de l'élément durant l'intervalle de temps permettant d'atteindre la fusion s'écrit :

$$E_{Joule} = \int_{t_0}^{t_{T_f}} Ri^2(t)dt, \tag{4.4}$$

où R est la résistance de l'élément fusible et $i(t)$ le courant.

Le bilan thermique sous l'hypothèse adiabatique revient à considérer que toute l'énergie créée par effet Joule est emmagasinée dans le fusible sans dissipation externe, ce qui se traduit par l'égalité suivante :

$$E_{thermique} = E_{Joule}.$$

Ainsi,

$$\mu.c_s.V.(T_f - T_0) = \int_{t_0}^{t_{T_f}} Ri^2(t)dt. \tag{4.5}$$

La résistance et le volume du fusible s'expriment par :

$$R = \rho \times \frac{L}{S}, \tag{4.6}$$

$$V = L \times S, \tag{4.7}$$

où $\rho = \rho(T)$ est la résistivité électrique du matériau considéré et dépend de la température, L et S sont respectivement la longueur et la section du fusible.

Rappelons que :

$$R = R_0(1 - \alpha(T_f - T_0)) = \rho_0(1 - \alpha(T_f - T_0)) \times \frac{L}{S}, \tag{4.8}$$

avec ρ_0 la valeur de la résistivité électrique du matériau à une température de référence. En reprenant l'égalité (4.5) :

$$\mu.c_s.L.S.(T_f - T_0) = \rho.\frac{L}{S}.\int_{t_0}^{t_{T_f}} i^2 dt,$$

nous obtenons

$$\frac{\mu}{\rho}.c_s.(T_f - T_0) = \frac{1}{S^2}\int_{t_0}^{t_{T_f}} i^2 dt. \tag{4.9}$$

Dans l'équation (4.9), il est important de remarquer que le premier membre dépend exclusivement des propriétés physiques du type de matériau utilisé comme élément fusible. Ce premier membre peut alors être considéré comme constant pour un matériau donné :

$$\frac{\mu}{\rho}.c_s.(T_f - T_0) = K.$$

L'égalité précédente devient :

$$\int_{t_0}^{t_{T_f}} i^2 dt = \frac{\mu}{\rho}.c_s.(T_f - T_0).S^2 = K \times S^2. \tag{4.10}$$

L'équation (4.10) est appelée équation de Meyer pour la fusion du fusible.

4.2.2 Ecriture généralisée du problème adiabatique : prise en compte des processus thermiques durant le préarc

Nous avons décrit précédemment les différents processus thermiques caractéristiques du régime de préarc à savoir :

1. L'élévation de température durant la phase solide jusqu'au début de la fusion.
2. Le changement d'état solide-liquide à la température de fusion.
3. L'échauffement de la phase liquide jusqu'au début de la vaporisation.
4. Le changement d'état liquide-vapeur à la température de vaporisation.

En considérant chacun des processus comme adiabatique, un coefficient peut ainsi être associé à chaque phase. Ce coefficient dépend uniquement des propriétés du matériau durant chacun des processus énergétiques conduisant soit à une élévation de température,

soit à un changement d'état physique à température constante.

• Pour la phase 1 (phase solide) le coefficient associé s'écrit :

$$K_1 = \frac{\mu}{\rho_s}.c_s.(T_f - T_0). \tag{4.11}$$

• Le coefficient associé au changement d'état solide-liquide (phase 2) à la température de fusion s'écrit :

$$K_2 = \frac{\mu}{\rho_f}\mathcal{L}_f. \tag{4.12}$$

• Le coefficient associé à l'élévation de température de T_{fusion} à $T_{vaporisation}$ (phase 3) s'écrit :

$$K_3 = \frac{\mu}{\rho_l}.c_l.(T_v - T_f). \tag{4.13}$$

• Le coefficient associé au changement d'état liquide-vapeur (phase 4) à la température de vaporisation s'écrit :

$$K_4 = \frac{\mu}{\rho_v}\mathcal{L}_v. \tag{4.14}$$

Les différentes valeurs s'additionnent sachant que chaque coefficient est constant. La grandeur K_M telle que

$$K_M = K_1 + K_2 + K_3 + K_4, \tag{4.15}$$

est appelée constante de Meyer. En considérant que l'ensemble de ces processus thermiques (phase 1 + phase 2 + phase 3 + phase 4) caractérisent le régime de préarc, l'équation de Meyer (4.2) peut être réécrite en :

$$K \times S^2 = \int_{t_0}^{t_{\text{Préarc}}} i^2(t)dt. \tag{4.16}$$

Remarque 1 : *D'autres auteurs [WHE 76] ont utilisé une variante d'écriture de l'équation (4.16), notamment en remplaçant l'intégrale du courant électrique par l'intégrale de la densité de courant sur la durée du régime de préarc. La constante de Meyer est dans ce cas formulée par :*

$$C_M = \int_0^{t_{Préarc}} j^2(t)dt, \tag{4.17}$$

avec $j(t)$ la valeur instantanée de la densité de courant. Cette écriture est utilisée sur des éléments fusibles filiformes pour lesquels la section de conduction du fusible est considérée comme uniforme ou bien sur des éléments à section réduite large et constante.

Remarque 2 : *Dans les autres applications utilisant le transfert thermique adiabatique telles que les fils explosés [TUC 61], l'intégrale de la densité de courant est appelée*

action integral. *Ce terme n'est pas employé dans cette étude car en mécanique newtonnienne le terme action integral désigne l'intégrale du lagrangien d'un système.*

La contrainte thermique de préarc définie à la section 1.2.4 par l'équation :

$$(I^2t)_{\text{Préarc}} = \int_0^{t_{\text{Préarc}}} i^2(t)\ dt,$$

reliée à l'équation de Meyer permet d'écrire :

$$K \times S^2 = (I^2t)_{\text{Préarc}}. \tag{4.18}$$

L'équation (4.18) présente un très grand intérêt pour les industriels car elle pemet de prédire les caractéristiques énergétiques de coupure d'un fusible uniquement à partir de :

- la nature du matériau utilisé,
- la géométrie de l'élément fusible.

Ainsi la constante de Meyer représente un bon outil de prédiction de l'énergie pouvant être dissipée dans un fusible dans le cas adiabatique.

La prévision des temps de préarc reste un enjeu majeur pour les industriels, dans la mesure où les caractéristiques physiques et géométriques étant généralement fixées, une inconnue demeure, il est difficile de prévoir la forme de l'onde du courant qui dépend des paramètres du circuit [BES 07]. Néanmoins les fabricants de fusible recourent à des plages de valeurs pour valider la durée de préarc en utilisant l'intégrale de Joule.

4.3 Modélisation de l'échauffement adiabatique dans les fusibles

Pour pouvoir déterminer les domaines applicables (en termes de valeurs de courant) du modèle adiabatique, nous allons évaluer la durée de préarc en utilisant deux méthodes :

- la première qui est une méthode de calcul analytique souvent employée par les industriels, est utilisée pour déterminer le temps de préarc. Cette méthode est basée sur la notion de durée virtuelle de préarc ;
- la seconde méthode utilise la simulation numérique pour calculer la durée de préarc en adiabatique, elle est fondée sur un modèle mathématique.

Les résultats obtenus avec les deux méthodes - simulation numérique et calcul analytique utilisant le coefficient de Meyer - sont ensuite comparés.

4.3.1 Modèle analytique - durée virtuelle

La résolution analytique du problème adiabatique est simple. Elle permet le calcul direct du temps de préarc à partir de la valeur de l'intégrale du courant parcourant le fusible durant un instant dt.

La valeur efficace d'un courant présumé $i_P(t)$ parcourant un élément fusible durant l'intervalle de temps correspondant à la durée du régime de préarc s'écrit :

$$I_{Eff}^2 = \frac{1}{t_{\text{Préarc}}} \int_0^{t_{\text{Préarc}}} i_P^2(t)dt, \tag{4.19}$$

ce qui permet ensuite de déduire le temps de préarc,

$$t_{\text{Préarc}} = \frac{\int_0^{t_{\text{Préarc}}} i_P^2(t)dt}{I_{Eff}^2}. \tag{4.20}$$

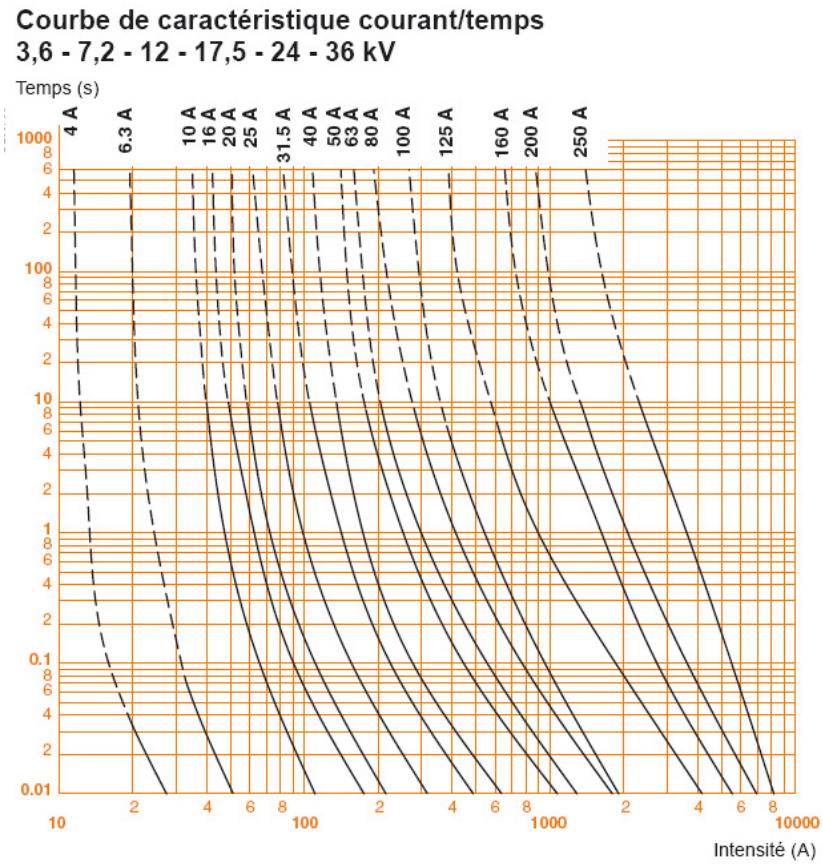


FIG. 4.1 – *Exemple de caractéristiques temps-courant de fusibles moyenne tension Merlin Gerin [MER 07].*

Le temps de préarc calculé à partir de l'équation (4.20) correspond à la définition de la durée virtuelle de préarc qui est utilisée dans les caractéristiques temps de préarc - courant de fusibles fournies par les fabricants. Cette durée virtuelle de préarc est équivalente à la durée de préarc qui serait obtenue avec un courant continu de valeur I_{EFF} [BOU 02]. Pour des durées de préarc supérieures à 100 ms, la durée virtuelle de préarc est proche de la durée réelle de préarc. L'équivalence des deux grandeurs devient problématique pour des durées inférieures à 100 ms. Ce temps de préarc ne tient pas compte des paramètres du circuit électrique qui influence en régime alternatif le courant présumé : l'impédance du circuit et l'instant d'établissement du courant de défaut pour lesquels la durée de préarc réelle peut varier dans un rapport de 1 à 3 [BOU 02].

Les industriels qui utilisent la durée de préarc pour caractériser les zones de fonctionnement d'un fusible fournissent alors des facteurs correctifs ou des estimations d'écarts selon le domaine d'utilisation.

Le temps de préarc est calculé en injectant l'équation de Meyer (4.18) dans l'équation (4.19), nous obtenons :

$$I_{Eff}^2 \times t_{\text{Préarc}} = K \times S^2,$$

$$t_{\text{Préarc}} = \frac{K \times S^2}{I_{Eff}^2}. \tag{4.21}$$

Dans l'équation (4.21), le temps de préarc dépend uniquement des paramètres physiques et des paramètres géométriques du matériau.

Remarque : *dans les caractéristiques temps de préarc-courant des fusibles présentées par les fabricants, la durée de préarc est assimilée à la durée de fusion du fusible.*

4.3.2 Modèle adiabatique

Le bilan thermique résultant de l'application du premier principe à un élément fusible parcouru par un courant électrique montre que l'énergie produite par effet Joule s'équilibre entre le stockage d'énergie au niveau des sections réduites et la diffusion vers le reste de l'élément. Lorsque la diffusion de chaleur devient négligeable devant le stockage d'énergie, le bilan thermique dans l'élément est adiabatique.

Reconsidérons la formulation *thermo-électrique* effectuée au chapitre 2 dans laquelle

le terme de diffusion est négligé pour simuler le régime de préarc en adiabatique :

$$\frac{\partial H}{\partial t} - \underbrace{div \cdot k\overrightarrow{grad}\ T}_{=\ 0} = \frac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma}. \tag{4.22}$$

L'écriture du problème électrique permet de calculer la source de chaleur qui reste l'effet Joule créé par le passage du courant. Les équations qui gouvernent le problème électrique dans l'élément fusible sont les mêmes que celles déjà présentées au chapitre 2 :

$$\begin{cases} div \cdot (\sigma\overrightarrow{grad}\ V) = 0, \\ \\ \mathbf{E} = -\overrightarrow{grad}\ V, \\ \\ \mathbf{J} = \sigma\mathbf{E}. \end{cases}$$

La résolution du problème électrique s'effectue par la méthode des éléments finis que nous avons présentée au chapitre 2.

4.3.3 Notion de droite adiabatique

La courbe de préarc représente la réponse mesurée en temps de la fusion-vaporisation d'un fusible parcouru par un courant de défaut. Cette courbe, appelée aussi caractéristique temps-courant des fusibles, couvre des échelles de temps de préarc pouvant aller de quelques microsecondes à plusieurs heures. Sur la partie de la courbe de préarc correspondant aux forts courants et aux temps courts, le fonctionnement du fusible est considéré comme adiabatique. La partie adiabatique de la courbe peut être plus ou moins étendue selon les dimensions géométriques des sections de conduction et de l'énergie thermique qui peut y être déposée.

Dans le but d'évaluer l'étendue de la zone adiabatique, nous avons considéré deux éléments fusibles de type industriel ayant des configurations géométriques différentes. La figure 4.2, montre les dimensions de deux éléments fusibles ayant respectivement, une section réduite de forme circulaire (a) et un élément fusible ayant une section réduite de forme trapézoïdale (b). L'épaisseur e de chaque fusible, qui n'est pas représentée sur la figure 4.2 est suivant l'axe z et vaut $e = 0,105\ mm$.

Les principaux mécanismes thermiques sont observés au centre des sections réduites de chaque géométrie. Les aires des sections réduites valent :

$$S = l' \times e = 0,5 \times 0,105\ mm^2 \quad \text{pour la géométrie circulaire,} \tag{4.23}$$

$$S = l' \times e = 0,95 \times 0,105\ mm^2 \quad \text{pour la géométrie trapézoïdale.} \tag{4.24}$$

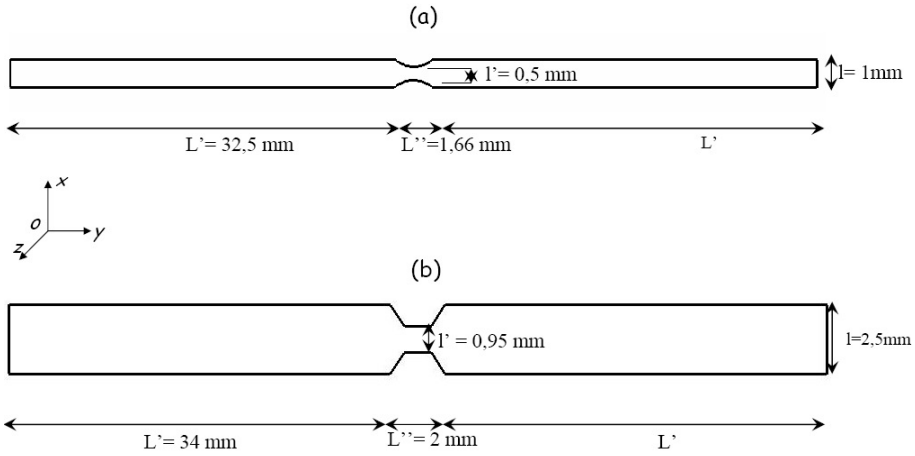


FIG. 4.2 – *Formes géométriques des éléments fusibles à deux demi-encoches utilisés : (a) encoches circulaires (L"= 1,66 mm, l'= 0,5 mm, e=0,105 mm), (b) encoches trapézoïdales (L"= 2 mm, l'=0,95 mm, e=0,105 mm).*

La figure 4.3 représente les courbes de temps de préarc en fonction de différentes valeurs efficaces du courant présumé obtenues dans le cas d'un fonctionnement adiabatique - droite adiabatique - et d'un fonctionnement normal - avec prise en compte de la diffusion - pour une géométrie circulaire. Les temps de préarc sont obtenus à partir de la température mesurée au centre des sections réduites correspondant aux régions les plus chaudes du fusible. Les courbes sont tracées en échelles logarithmiques pour des temps de préarc situés entre 0,01 microseconde et 20 millisecondes et pour des courants efficaces variant entre 400 A et 60 kA.

Sur la figure 4.3 l'évolution de la droite adiabatique est linéaire alors que celle de la courbe de fonctionnement normal présente deux pentes distinctes : une partie où la courbe de fonctionnement normal est linéaire et se superpose à la courbe de fonctionnement adiabatique, et une partie non linéaire. Lorsque les deux courbes sont superposées, le fonctionnement du fusible est considéré comme adiabatique, il l'est moins lorsque la courbe de fonctionnement s'en éloigne.

Le tableau 4.1 montre la comparaison entre les valeurs des temps de préarc obtenues dans le cas adiabatique et le cas non adiabatique (avec diffusion). Pour des faibles valeurs du courant efficace ($<$ à 1000 A), le régime de fonctionnement du fusible ne peut pas être considéré comme adiabatique alors que pour de très forts courants($>$ à 10000 A) le fonctionnement du fusible est adiabatique. Il existe cependant des valeurs intermédiaires situées entre 1000 A et 5000 A, où les écarts relatifs entre les deux types de fonctionnement restent inférieurs à 5%, pour lesquelles le comportement du fusible peut être considéré comme adiabatique.

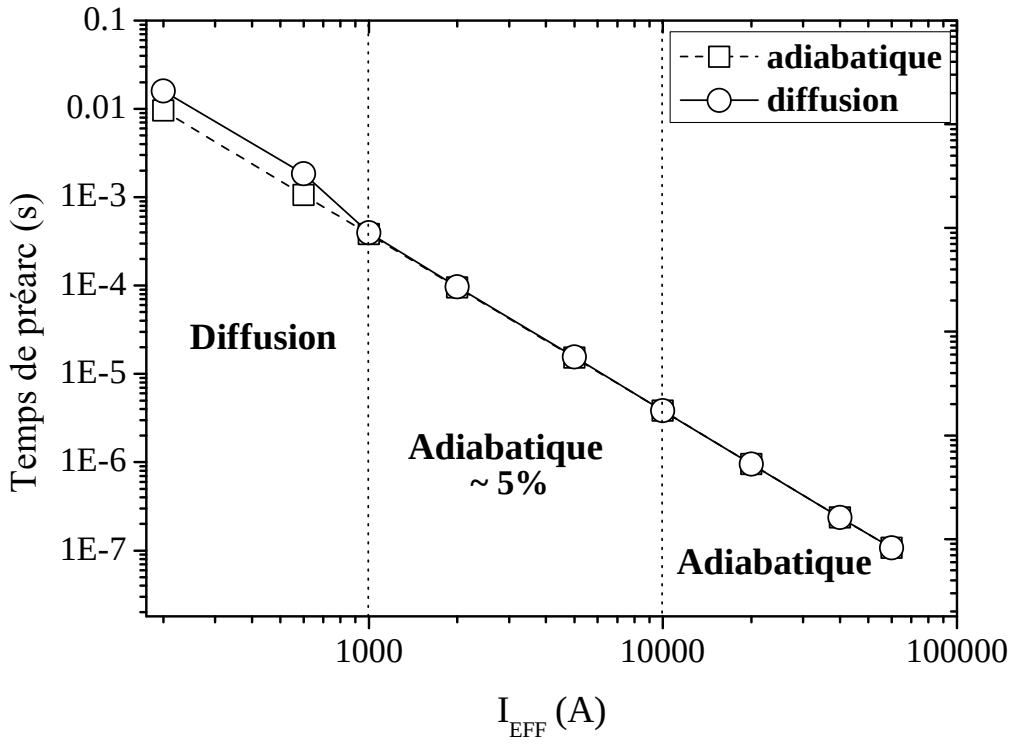


FIG. 4.3 – *Simulation numérique de la courbe de diffusion (◯) et de la courbe adiabatique (□) pour un fusible à encoches circulaires.*

Courant (A)	$t_{\text{Préarc}}$ adiabatique	$t_{\text{Préarc}}$ diffusion	Ecart relatif (%)
200	9,57 *ms*	15,91 *ms*	40
600	1,05 *ms*	1,85 *ms*	30
1000	0,38 *ms*	0,39 *ms*	4
5000	15,20 μs	15,52 μs	2
10000	3,81 μs	3,81 μs	0
40000	0,23 μs	0,23 μs	0
60000	0,10 μs	0,10 μs	0

TAB. 4.1 – *Comparaisons et écarts relatifs des durées de préarc entre la diffusion et l'adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie circulaire.*

Remarque : *La géométrie circulaire de la section réduite présente une forme irrégulière, car la largeur de la section réduite n'est pas constante. Seule la partie très étroite*

située près du centre de la section réduite est concernée par le comportement adiabatique.

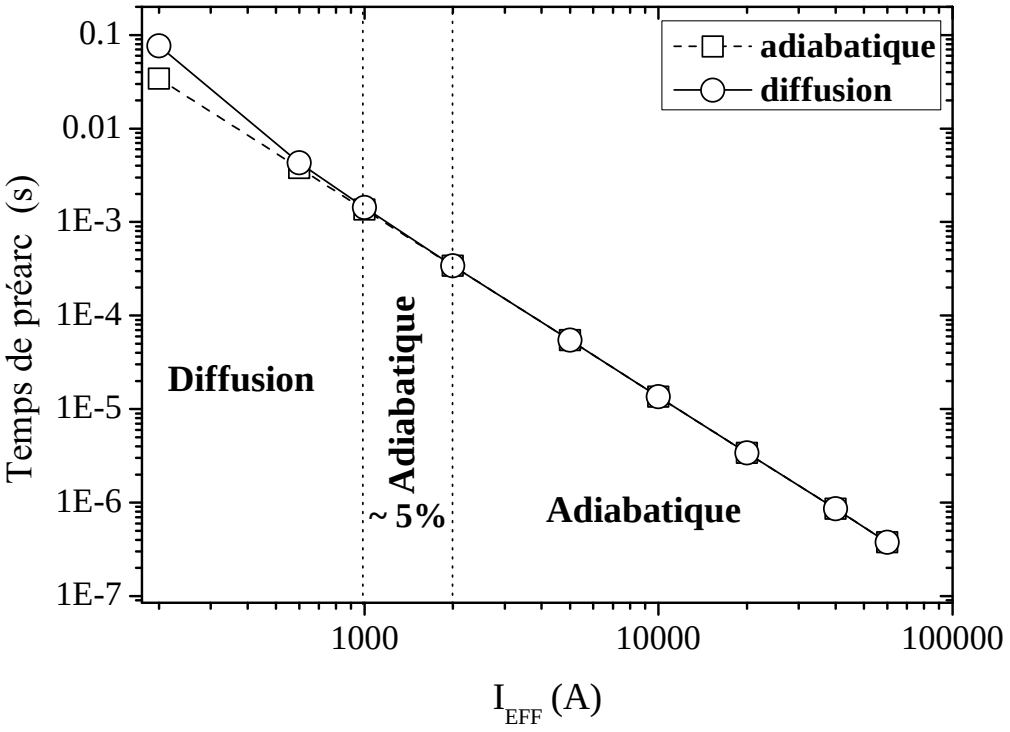


FIG. 4.4 – *Simulation numérique de la courbe de diffusion (◯) et de la courbe adiabatique (□) pour un fusible à encoches trapézoïdales.*

La figure 4.4 montre l'étendue de la zone adiabatique dans le cas d'un élément fusible muni d'une section réduite de forme trapézoïdale. Nous avons tracé comme dans le cas de la figure 4.3 les courbes de temps de préarc en fonction du courant efficace pour les deux types de fonctionnement, en adiabatique et avec prise en compte de la diffusion. Les durées de préarc observées sont plus longues pour les mêmes valeurs de courant à cause de la largeur de la section réduite qui est plus grande par rapport à la largeur de la section de forme circulaire (0,95 mm pour le trapèze contre 0,5 mm pour le circulaire). En comparant la droite adiabatique et la courbe normale, nous observons que la zone de fonctionnement adiabatique couvre une étendue plus importante (la partie linéaire de la courbe normale commence à partir de 2000 A). Ceci peut s'expliquer par le fait que la section de conduction qui entoure la zone concernée par le régime adiabatique est plus grande que dans le cas circulaire. De plus l'environnement immédiat du centre de la section réduite où est mesuré le temps de préarc reçoit la même quantité d'énergie.

Le tableau 4.2 montre une comparaison entre les valeurs des temps de préarc obtenues dans le cas adiabatique et le cas non adiabatique. Pour des faibles valeurs de courants efficaces, le régime de fonctionnement du fusible ne peut pas être considéré comme adiabatique alors que pour de très forts courants le fonctionnement du fusible est adiabatique.

Courant (A)	$t_{\text{Préarc}}$ adiabatique	$t_{\text{Préarc}}$ diffusion	Ecart relatif (%)
200	34 *ms*	76,5 *ms*	55
600	3,76 *ms*	4,29 *ms*	12
1000	1,36 *ms*	1,43 *ms*	5
2000	0,34 *ms*	0,34 *ms*	0
10000	13,56 μs	13,56 μs	0
40000	0,86 μs	0,86 μs	0
60000	0,37 μs	0,37 μs	0

TAB. 4.2 – *Comparaisons et écarts relatifs des durées de préarc entre la diffusion et l'adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale.*

4.4 Comparaison des modèles adiabatique, Meyer théorique et Meyer empirique

Les temps de préarc relatifs aux caractéristiques temps-courant des fusibles que fournissent les industriels correspondent aux durées virtuelles de préarc. Ces durées virtuelles de préarc sont déterminées à partir de la formule (4.20) qui est déduite de l'équation de Meyer.

Pour déterminer la durée virtuelle du régime de préarc, les industriels ont recours à une valeur empirique du coefficient de Meyer. En effet cette valeur est obtenue non pas à partir des caractéristiques physiques du type de matériau utilisé comme élément fusible mais à partir de la caractéristique du courant traversant le fusible mesuré durant le régime de préarc. La valeur empirique du coefficient de Meyer est une valeur de propriété industrielle. Dans la suite de ce travail, cette valeur sera referencée par K_M.

Au paragraphe 4.2.2, nous avons démontré que le calcul du coefficient de Meyer s'effectue à partir des caractéristiques physiques du matériau pour chaque transformation thermique observée dans le fusible. Parallèlement à la valeur empirique obtenue par les industriels, plusieurs valeurs théoriques ont pu être déterminées dans le cadre de notre étude à partir des propriétés physiques de l'argent. Les valeurs théoriques ont été calculées à partir des énergies thermiques relatives aux processus thermiques énoncés au

paragraphe 4.2.2. Les différentes valeurs du coefficient de Meyer théorique sont associées respectivement à la fusion, à l'échauffement liquide et à la vaporisation. Les détails du calcul sont présentés dans l'annexe C.

Dans le but de comparer les résultats des modèles de Meyer empirique et théorique avec la simulation du préarc en adiabatique, nous allons calculer le temps de préarc en utilisant les deux configurations géométriques définies à la figure 4.2. Le calcul du temps de préarc sera effectué à partir de trois méthodes utilisant les modèles définis :

1. La première méthode utilise la simulation numérique pour calculer le temps de préarc. Le temps de préarc est calculé sur différentes étapes correspondant, à la fusion du fusible, à l'échauffement du liquide jusqu'à la température de vaporisation et à la fin de la vaporisation.

2. La seconde méthode calcule la durée virtuelle de préarc en utilisant la valeur empirique du coefficient de Meyer obtenue par les industriels.

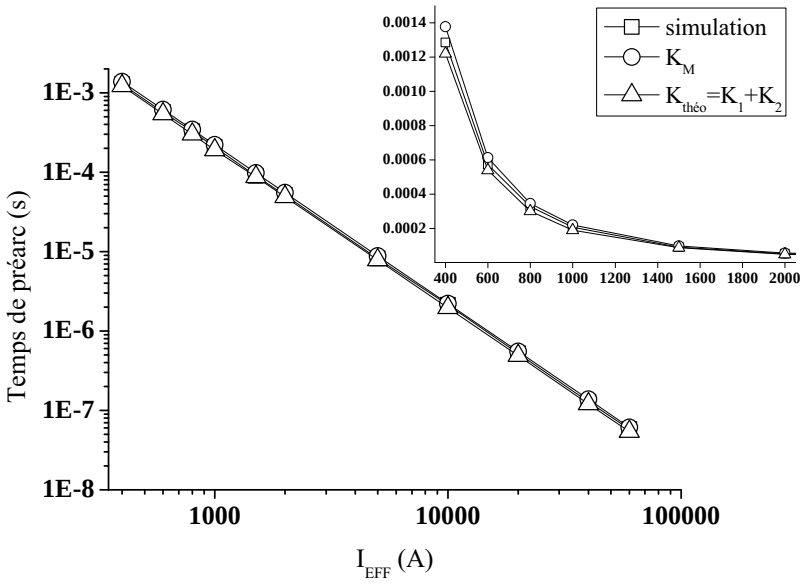
3. La dernière méthode calcule la durée virtuelle de préarc en utilisant la valeur théorique du coefficient de Meyer obtenue analytiquement. Le temps de préarc est comme dans la simulation numérique calculé pour différentes processus qui correspondent à la fusion, à l'échauffement du liquide jusqu'à la température de vaporisation et à la vaporisation.

Méthode de calcul	Durée de préarc obtenue à partir
Modèle adiabatique	$t_{\text{Préarc}}$ à la fin de la fusion $t_{\text{Préarc}}$ au début de vaporisation $t_{\text{Préarc}}$ à la fin de la vaporisation
Modèle Meyer théorique	$K_{\text{théo}}= 7,11 \times 10^4 A^2.s.mm^{-4}$ $K_{\text{théo}}= 8,89 \times 10^4 A^2.s.mm^{-4}$ $K_{\text{théo}}= 28,52 \times 10^4 A^2.s.mm^{-4}$
Modèle Meyer empirique	K_M

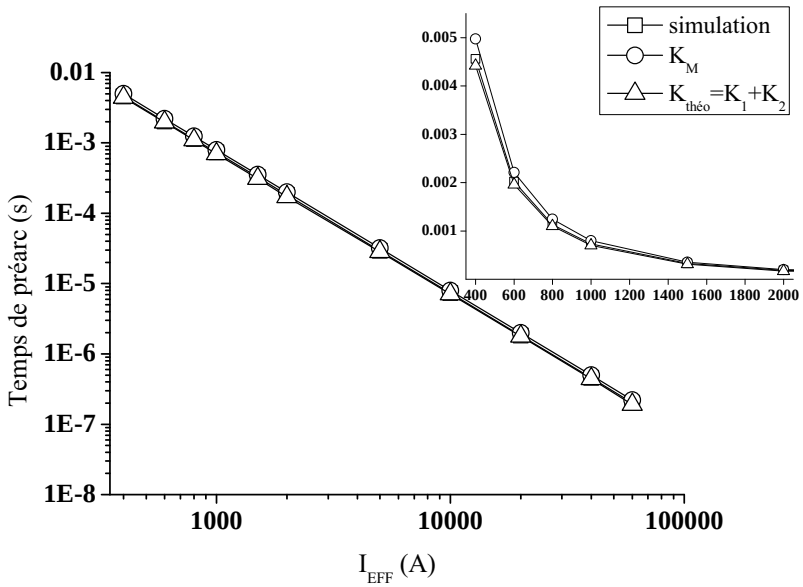
TAB. 4.3 – *Méthodes de calcul utilisées et hypothèses pour l'évaluation du temps de préarc.*

Dans la section suivante les figures présentent les résultats du calcul des temps de préarc en fonction de la valeur efficace du courant présumé. Les valeurs obtenues par les deux modèles de Meyer sont comparées avec celles obtenues par la simulation numérique pour les géométries circulaire et trapézoïdale.

4.4.1 Durée du préarc évaluée à la fin de la fusion



(a) Géométrie circulaire.



(b) Géométrie trapézoïdale.

FIG. 4.5 – *Comparaison des courbes de temps de préarc obtenues par simulation (□), modèle de Meyer empirique (◯) et théorique (△) pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coefficient de Meyer théorique sont évalués à la fin de la fusion.*

Les figures 4.5(a) et 4.5(b) représentent les caractéristiques temps de préarc-courant obtenues par simulation et par calcul analytique. Le temps de préarc a été simulé pour deux géométries - circulaire (a) et trapèze (b) - et évalué à l'instant où toute l'enthalpie de fusion de l'argent a été fournie. Les temps de préarc obtenus par calcul analytique utilisent les valeurs empirique (K_M) et théorique ($K_{\text{théo}}$) du coefficient de Meyer. La valeur théorique du coefficient de Meyer est la somme des valeurs de K_1 et K_2 qui ont été définies à la section 4.2.2.

Courant (A)	Temps de préarc - géométrie circulaire		
	simulation	modèle de Meyer	
		K_M	$K_{\text{théo}} = K_1+K_2$
400	1,28 ms	1,37 ms	1,22 ms
600	0,57 ms	0,61 ms	0,54 ms
1000	0,20 ms	0,22 ms	0,19 ms
2000	51,40 μs	55,12 μs	49,04 μs
5000	8,2 μs	8,82 μs	6,75 μs
10000	2,13 μ s	2,20 μs	1,96 μs

TAB. 4.4 – *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie circulaire : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique K_M et théorique $K_{théo}$.*

Les tableaux 4.4 et 4.5 donnent quelques valeurs des temps de préarc obtenues par les trois méthodes utilisées ci-dessus. Il est facile de remarquer que sur toute la gamme de courants testés, des faibles courants ($<$ 1000 A) aux forts courants ($>$ 1000 A), les temps de préarc obtenus par la simulation et par le modèle théorique sont inférieurs aux temps de préarc donnés par la valeur empirique du coefficient de Meyer. Cette observation est la même pour les deux géométries de sections réduites (circulaire et trapézoïdale).

Quelque soit la géométrie utilisée et pour l'ensemble des valeurs de courant, les durées de préarc obtenues sont du même ordre de grandeur et les écarts relatifs entre les différents temps de préarc ne dépassent pas 15 %. Toutefois s'agissant des valeurs numériques et théoriques l'hypothèse de la durée du régime de préarc équivalente à la durée nécessaire pour la fusion est acceptable si les valeurs obtenues constituent les limites théoriques en-dessous desquelles les hypothèses formulées ne sont plus valables.

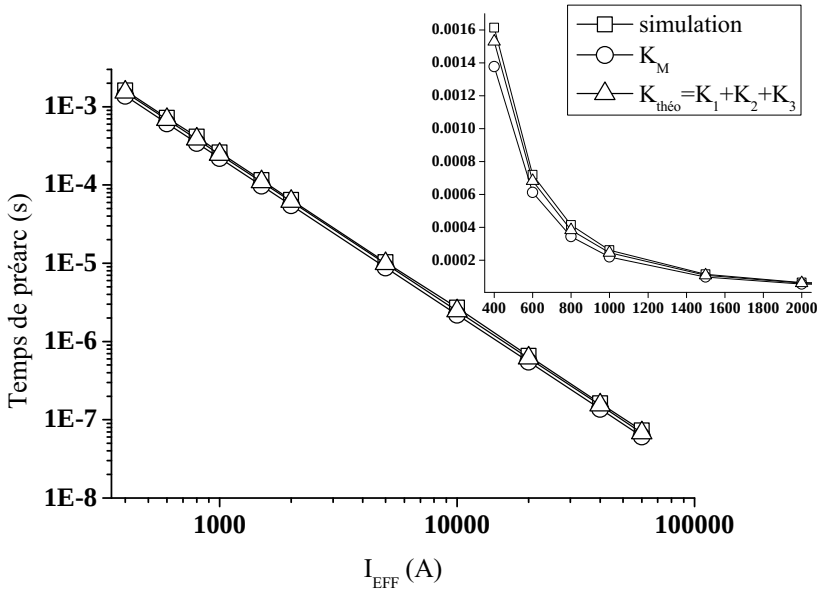
Courant (A)	Temps de préarc - géométrie trapèze		
	simulation	modèle de Meyer	
		K_M	$K_{théo}$ = K_1+K_2
400	4,56 ms	4,97 ms	4,42 ms
600	2,02 ms	2,21 ms	1,96 ms
1000	0,73 ms	0,79 ms	0,70 ms
2000	0,18 ms	0,20 ms	0,17 ms
5000	29,20 μs	31,84 μs	28,32 μs
10000	7,3 μs	7,96 μs	7,08 μs

TAB. 4.5 – *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique K_M et théorique $K_{théo}$.*

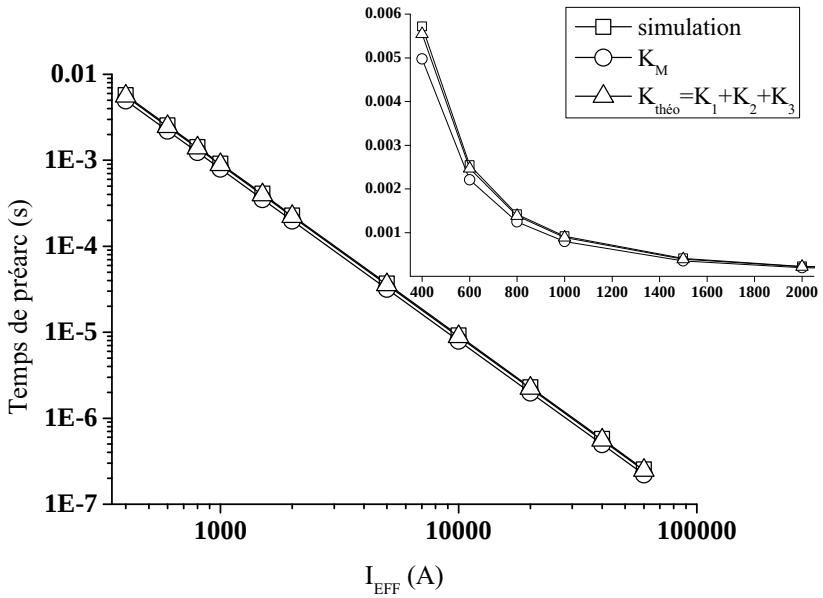
4.4.2 Durée du préarc évaluée au début de la vaporisation

Les caractéristiques temps de préarc-courant obtenues par simulation et par calcul analytique pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b) sont représentées sur les figures 4.6(a) et 4.6(b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coeffcient de Meyer théorique sont évalués à l'instant où la température au centre du fusible est égale à la température de vaporisation de l'argent. Le temps de préarc obtenu à partir du coefficient de Meyer empirique reste le même.

Nous remarquons rapidement que pour les deux formes géométriques la tendance est inversée par rapport à l'hypothèse précédente. En effet, les temps de préarc donnés par la simulation numérique et le coefficient de Meyer théorique deviennent supérieurs aux temps de préarc donnés par la valeur empirique. Les écarts entre les valeurs observées sur les tableaux 4.6 et 4.7 montrent aussi que la prise en compte de la durée nécessaire pour atteindre la température de vaporisation n'a pas beaucoup d'influence car les écarts observés restent relativement faibles (l'écart maximal observé sur la gamme de courants est inférieur à 20 %). Au regard de ces résultats, l'hypothèse selon laquelle la fin du régime de préarc pourrait intervenir entre la fin de la fusion et le début de la vaporisation semble plausible avec comme limite inférieure la courbe de préarc obtenue avec le coefficient de Meyer empirique. Cette hypothèse est appuyée par le fait que les industriels fournissent généralement avec les courbes de durées de préarc les tolérences sur les mesures ayant servi à tracer les courbes.



(a) Géométrie circulaire.



(b) Géométrie trapézoïdale.

FIG. 4.6 – *Comparaison des droites adiabatiques obtenues par simulation (□), modèle de Meyer empirique (◯) et théorique (△) pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coefficient de Meyer théorique sont évalués à la température de vaporisation.*

Courant (A)	Temps de préarc : géométrie circulaire		
	simulation	modèle de Meyer	
		K_M	$K_{théo}$ = K_1+K_2+K_3
400	1,61 ms	1,37 ms	1,53 ms
600	0,72 ms	0,61 ms	0,68 ms
1000	0,26 ms	0,22 ms	0,24 ms
2000	64,60 μs	55,12 μs	61,46 μs
5000	10,30 μs	8,82 μs	9,83 μs
10000	2,71 μs	2,20 μs	2,45μs

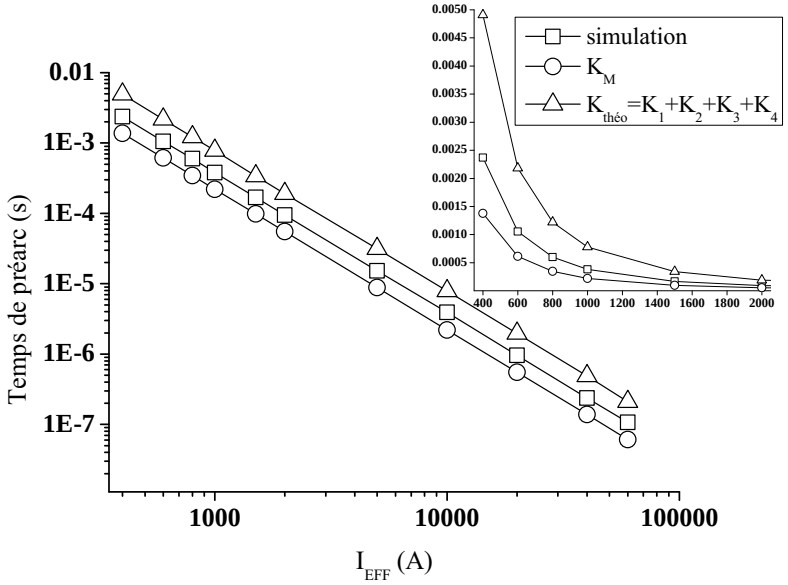
TAB. 4.6 – *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie circulaire : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique K_M et théorique $K_{théo}$.*

Courant (A)	Temps de préarc : géométrie trapézoïdale		
	simulation	modèle de Meyer	
		K_M	$K_{théo}$ = K_1+K_2+K_3
400	5,72 ms	4,97 ms	5,52 ms
600	2,54 ms	2,21 ms	2,47 ms
1000	0,91 ms	0,79 ms	0,88 ms
2000	0,22 ms	0,2 ms	0,22 ms
5000	36,20 μs	31,84 μs	35,50 μs
10000	9,15 μs	7,96 μs	8,87 μs

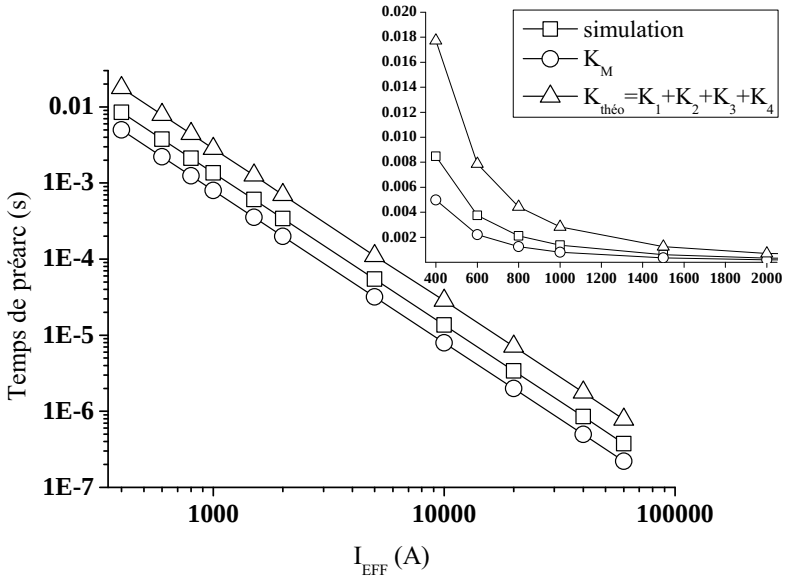
TAB. 4.7 – *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique pour un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique K_M et théorique $K_{théo}$.*

4.4.3 Durée du préarc évaluée à la fin de la vaporisation

Les figures 4.7(a) et 4.7(b) présentent les caractéristiques temps de préarc-courants obtenues pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Le temps de préarc a été simulé jusqu'à l'instant où toute l'enthalpie nécessaire à la vaporisation de l'argent est fournie au fusible. Le calcul utilisé pour déterminer le temps de préarc par le modèle de Meyer théorique prend lui aussi en compte l'énergie nécessaire à la vaporisation. L'ajout de l'énergie de vaporisation est très important notamment parce que cette énergie est vingt fois plus importante que l'énergie de fusion dans le cas de l'argent.



(a) Géométrie circulaire.



(b) Géométrie trapézoïdale.

FIG. 4.7 – *Comparaison des courbes de préarc obtenues par simulation (□), modèle de Meyer empirique (◯) et théorique (△) pour les géométries circulaire (a) et trapézoïdale (b). Les temps de préarc obtenus par simulation et par le coefficient de Meyer théorique sont évalués à la fin de la vaporisation.*

Courant	Temps de préarc : géométrie circulaire		
	simulation	modèle de Meyer	
		K_M	$K_{théo}$ = K_1+K_2+K_3+K_4
400	2,37 ms	1,37 ms	3,54 ms
600	1,05 ms	0,61 ms	2,18 ms
1000	0,381 ms	0,22 ms	0,56 ms
2000	94,8 μs	55,12 μs	0,14 ms
5000	15,20 μs	8,82 μs	22,68 μs
10000	3,91 μs	2,20 μs	5,67 μs

TAB. 4.8 – *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie circulaire : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique K_M et théorique $K_{théo}$.*

Courant	Temps de préarc : géométrie trapèze		
	simulation	modèle de Meyer	
		K_M	$K_{théo}$ = K_1+K_2+K_3+K_4
400	8,48 ms	4,97 ms	12,79 ms
600	3,76 ms	2,21 ms	7,88 ms
1000	1,36 ms	0,79 ms	2,04 ms
2000	0,35 ms	0,2 ms	0,51 ms
5000	54,4 μs	31,84 μs	81,89 μs
10000	13,6 μs	7,96 μs	20,47 μs

TAB. 4.9 – *Comparaisons des temps de préarc en régime adiabatique dans le cas d'un élément fusible ayant une géométrie trapézoïdale : les temps de préarc sont obtenus par simulation, coefficient de Meyer empirique K_M et théorique $K_{théo}$.*

Cet apport d'énergie augmente ainsi la durée du régime de préarc pour la simulation et pour la valeur théorique du coefficient de Meyer comme cela est observé sur les tableaux 4.8 et 4.9. Les temps de préarc supérieurs à la durée de l'hypothèse de fonctionnement adiabatique ($t_{\text{Préarc}} \leq 10ms$) sont donnés à titre indicatif et n'entrent pas en compte dans l'interprétation des résultats. Les écarts entre les valeurs observées sur les tableaux 4.8 et 4.9 deviennent plus importants par rapport aux exemples précédents.

L'importance de l'écart entre le temps de préarc simulé et le temps de préarc obtenu

par la valeur théorique de Meyer peut se justifier par la différence du calcul de la résistivité électrique de l'argent à la fin de la vaporisation. En effet les valeurs de résistivités utilisées (> 1700 K) dans la simulation numérique sont des valeurs extrapolées à partir des données bibliographiques obtenues par [MAT 79]. La valeur extrapolée de la résistivité électrique utilisée dans la simulation et qui correspond à la chaleur latente de vaporisation est $\rho = 200\ \Omega.m$ contre $\rho = 859 \times 10^{-8}\ \Omega.m$ pour la valeur utilisée dans le calcul théorique et obtenue par [TUC 61]. Par rapport au temps obtenu par la valeur empirique, les écarts avec la simulation et avec le modèle théorique sont très importants. En l'absence d'une troisième valeur théorique ou expérimentale de la résistivité électrique pouvant valider l'une ou l'autre des valeurs utilisées, il est difficile de conclure sur la validité des résultats. Toutefois il n'est pas exclu que dans les deux cas - simulation et modèle théorique - l'énergie de vaporisation n'intervienne pas, la rupture de l'élément fusible ayant lieu avant la vaporisation.

4.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressés au comportement du fusible lors d'un fonctionnement adiabatique. Pour étudier le régime de préarc nous avons utilisé les courbes temps de préarc-courant caractérisant chaque fusible, sur des durées de préarc inférieures à 10 ms.

Premièrement, les courbes temps de préarc-courant ont été simulées en utilisant deux hypothèses sur deux géométries d'éléments fusibles de type industriel. La première hypothèse a été de simuler le temps de préarc en régime dit normal, tandis que la seconde hypothèse a permis de simuler le temps de préarc en adiabatique. Les résultats ont montré que pour des valeurs de courant élevées, le fonctionnement du fusible durant le régime de préarc est considéré comme adiabatique. Pour des faibles valeurs de courant le fonctionnement du fusible n'est pas adiabatique. Nous avons aussi observé que pour certaines valeurs de courant dont l'écart relatif entre les durées de préarc en diffusion et en adiabatique restait inférieur à 10 %, le régime de préarc peut être considéré comme adiabatique.

Deuxièmement, nous avons comparé trois méthodes pour estimer la durée du régime de préarc lors d'un fonctionnement adiabatique. La première méthode, basée sur la simulation numérique, permet grâce à l'évolution de la température au sein du fusible de déterminer la durée de préarc en effectuant différentes hypothèses préalables. Deux autres méthodes ont aussi été utilisées, elles sont basées principalement sur le coefficient de Meyer bien connu chez les industriels. Deux outils permettant de déterminer la valeur du coefficient

de Meyer sont généralement utilisés : le premier outil concerne des tests expérimentaux effectués par les industriels alors que le second outil est un calcul théorique moyennant les mêmes hypothèses que dans la simulation numérique.

Le régime de préarc a d'abord été établi à partir de la durée de fusion du fusible. Les résultats montrent que les temps de préarc obtenus par simulation et ceux obtenus par le coefficient de Meyer théorique sont toujours inférieurs aux temps de préarc obtenus par le coefficient empirique. Il y a peu d'écarts entre les résultats simulés et théoriques et dans les deux cas les écarts avec les résultats provenant de la valeur empirique ne sont pas importants. Les résultats de la simulation et de la valeur théorique sont en accord avec l'expérience, en observant que les valeurs obtenues représentent les limites inférieures des durées de préarc pour un fusible.

Nous avons supposé ensuite que la durée du régime de préarc correspondait à la durée nécessaire pour atteindre la température de vaporisation dans le fusible. Les valeurs simulées et les valeurs obtenues par les coefficients de Meyer sont du même ordre de grandeur ; bien que les durées de préarc simulées et les durées théoriques deviennent plus élévées que les durées obtenues par le coefficient empirique. Les écarts observés permettent de supposer que la durée du préarc peut se situer entre la fin de la fusion et le début de la vaporisation et donc que l'hypothèse reste valable avec comme limites inférieures les temps de préarc du coefficient empirique.

Enfin nous avons pris comme hypothèse pour la simulation du régime de préarc que la durée du préarc est équivalente à la durée nécessaire pour la vaporisation totale du fusible. L'énergie de vaporisation de l'argent étant très importante, la durée de préarc simulé s'est rallongée et des écarts plus importants ont alors été observés notamment avec le calcul théorique. Une mesure expérimentale de la résistance électrique du fusible à la fin du préarc apporterait une information supplémentaire pour valider les hypothèses théoriques. De plus au regard des résultats obtenus entre le temps de préarc simulés et le temps de préarc expérimental au chapitre 3 pour le modèle avec diffusion thermique, il semblerait que toute l'enthalpie de vaporisation n'intervienne pas dans la réalité et qu'une fois le fusible fondu l'amorçage de l'arc électrique est peut-être causé par un phénomène de nature mécanique.

Ce chapitre a permis de montrer l'influence du courant sur le fonctionnement du fusible durant le régime de préarc en utilisant différents modèles. Les résultats obtenus à partir des différents modèles montrent que la modélisation du régime de préarc en adiabatique est possible lorsque les hypothèses des modèles et les paramètres physiques utilisés sont

identiques. Les résultats obtenus pour la fin du préarc à la fin de la fusion et au début de la vaporisation sont applicables dans les conditions de forts courants. Toutefois il n'est pas possible de conclure sur le phénomène de vaporisation tant il n'existe que peu de données disponibles concernant l'évolution d'une grandeur physique telle que la conductivité électrique durant la transition liquide-vapeur.

Nous avons utilisé dans les différents modèles des courants constants. L'utilisation du modèle adiabatique avec des courants sinusoïdaux par exemple n'est possible que si la durée du préarc est inférieure au quart de période du courant.

5

Simulations numériques 3D du régime de préarc

Sommaire

5.1 Introduction **152**

5.2 Modélisations thermique et électrique **153**

5.3 Simulations numériques **157**

5.3.1 Transfert adiabatique : comparaison 2D/3D 157

5.3.2 Transfert non adiabatique : temps de préarc longs 161

5.3.3 Echanges thermiques entre l'élément fusible et le milieu poreux 169

5.4 Conclusion **174**

5.1 Introduction

Dans les chapitres 3 et 4, nous avons simulé le régime de préarc dans les fusibles en utilisant deux modèles : le premier modèle dit modèle de diffusion (modèle 2D Ag) a pris en compte uniquement la conduction thermique dans la lame d'argent, le second modèle utilisé est un modèle adiabatique (modèle 0D). A travers différents paramètres étudiés (paramètres électriques, configurations géométriques) nous avons montré que la modélisation bidimensionnelle aide à bien décrire les phénomènes observés dans l'élément fusible telle que la diffusion de chaleur dans la lame comme seul mode de perte thermique. Le modèle 0D décrit aussi correctement le fonctionnement adiabatique pour lequel la diffusion de chaleur des zones les plus chaudes de la section réduite vers le reste de l'élément fusible devient négligeable par rapport à l'échauffement produit au sein des sections réduites, lorsque le fusible est soumis aux forts courants.

Pour parler de la modélisation complète du régime de préarc en ayant en vue de modéliser ensuite le régime d'arc, nous devons considérer un modèle non seulement de la lame fusible, mais qui intègre aussi un autre composant essentiel pour la dissipation thermique dans tout le fusible : le sable de silice composé de silice (SiO_2) et d'air. Nous l'avons dit au chapitre 1, l'action du sable est rendue primordiale pour la coupure du fusible par son rôle d'agent extincteur de l'arc électrique. Toutefois son action n'en reste pas moins importante pour la dissipation thermique durant le régime de préarc particulièrement lorsque le sable est en contact avec de l'argent fondu.

La modélisation 3D a pour but de permettre au travers de l'usage de géométries plus complexes, une meilleure prise en compte et une meilleure description des échanges thermiques entre la lame d'argent et le milieu poreux. La modélisation de l'ensemble lame fusible+milieu poreux constitue ainsi une étude préparatoire en vue du développement d'un modèle du régime d'arc.

L'objectif de ce chapitre est la simulation à trois dimensions d'espace du régime de préarc en tenant compte des échanges thermiques entre l'élément fusible et son environnement en utilisant deux approches. La première approche consiste à étudier le comportement du fusible sur des durées de préarc plus longues. Cette approche est basée sur l'observation du chapitre 4 selon laquelle la diffusion dans la lame d'argent même en régime non adiabatique n'est pas importante pour les valeurs des courants crêtes étudiées. Il est alors légitime de s'intéresser à l'influence du transfert thermique vers l'extérieur pour lequel la durée de préarc est supérieure à 10 ms. Lorsqu'une surcharge plus faible est appliquée, le temps nécessaire à la fusion et la vaporisation du fusible devient plus important et des phéno-

mènes majeurs de transferts thermiques vers le milieu poreux environnant apparaissent. Les échanges thermiques entre l'élément fusible et son environnement s'ajoutent alors au transfert thermique par conduction dans la lame. Pour cette approche seul l'élément fusible est modélisé, les échanges thermiques entre le ruban et son environnement - par conduction et par rayonnement - sont pris en compte sous forme de conditions aux limites.

La seconde approche consiste à modéliser l'élément fusible et le milieu poreux en prenant en compte les propriétés physiques du sable de silice. Comme phénomènes de pertes thermiques majeures, nous considérons uniquement la conduction thermique dans la lame d'argent et la conduction thermique entre la lame et le milieu poreux.

Ce chapitre est structuré comme suit : dans un premier temps, une comparaison des résultats de simulations des phénomènes physiques durant le régime de préarc en 2D et 3D est effectuée pour valider les résultats du modèle 3D. Nous considérons uniquement le transfert dans l'élément fusible. Dans un second temps la simulation des temps de préarc longs permet de caractériser les échanges thermiques par conduction de la lame vers le milieu poreux, et par rayonnement thermique surfacique de la lame d'argent. Ces modes de tranferts thermiques sont pris en compte sous forme de conditions aux limites et seul le ruban fusible est modélisé. Enfin nous étudions la diffusion thermique à travers un modèle intégrant le milieu poreux.

5.2 Modélisations thermique et électrique

Dans le cadre de l'étude des transferts thermiques durant le régime de préarc, deux modes d'échanges thermiques s'ajoutent à la conduction thermique dans la lame d'argent. Ces modes de tranferts deviennent prépondérants dans le cas des temps de préarc moyens ($\geq$ 10 ms) et des temps de préarc longs ($\geq$ 1 s). Nous nous limitons dans cette étude au cas des temps de préarc moyens.

Le premier mode d'échange thermique est la conduction : l'échange de chaleur entre l'élément fusible et le milieu poreux effectué par conduction est dû aux grains de silice en contact direct avec la lame d'argent. La chaleur se propage ensuite avec le contact entre grains de silice et avec le contact entre les grains de silice et l'air présent dans les interstices.

Le second mode d'échange thermique est le rayonnement thermique : à température élevée et sur des durées longues, le ruban d'argent chauffé par effet Joule est considéré comme un corps gris (son émissivité est strictement inférieure à 1), il émet ainsi un rayon-

nement qui chauffe tout son environnement. Le rayonnement est émis par les surfaces planes de l'élément fusible.

Pour simuler ces transferts thermiques durant le régime de préarc pour des temps moyens, un modèle à trois dimensions est développé. Le modèle tridimensionnel utilisé pour la description des phénomènes physiques régissant le régime de préarc est identique au modèle bidimensionnel (auquel est ajouté la composante en z) couplant les phénomènes électrique et thermique.

Le problème électrique reste basé sur la résolution du Laplacien pour le potentiel électrique. Le champ électrique est déduit du potentiel et la loi d'Ohm permet d'obtenir l'effet Joule. Nous rappelons ci-après l'écriture du problème électrique établie au second chapitre,

$$div \cdot \left(\sigma_{Ag} \overrightarrow{grad}\ V\right) = 0,$$

$$\mathbf{E} = -\overrightarrow{grad}\ V,$$

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E}.$$

Le modèle thermique basé sur l'équation de la chaleur écrite sous forme enthalpique reste lui aussi inchangé,

$$\frac{\partial H}{\partial t} - div \cdot \left(k_{Ag} \overrightarrow{grad}\ T\right) = \frac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma}.$$

Les conditions aux limites de Neumann et de Dirichlet qui complètent les formulations des deux problèmes sont appliquées aux frontières de la façon suivante :

i. Sur la surface Γ_a (anode), des conditions aux limites de Neumann sont imposées :
   - pour le potentiel électrique, la densité de courant à travers la surface Γ_a s'écrit,

$$\sigma(T)\frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} = \frac{I(t)}{|\Gamma_a|},$$

   - pour la température la condition de Neumann est homogène,

$$k(T)\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = 0.$$

ii. Sur la surface Γ_c (cathode) :
   - une condition de type Dirichlet impose une valeur de potentiel sur toute la frontière, le potentiel électrique est égal à

$$V = 0.$$

• Une condition de Neumann homogène pour la température est aussi imposée à la cathode,

$$k(T)\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = 0.$$

iii. sur l'ensemble des autres frontières Γ :

• une densité de flux nul est imposée pour le potentiel.

$$\sigma(T)\frac{\partial V}{\partial \mathbf{n}} = 0,$$

• pour la température, deux types de conditions aux limites de Neumann peuvent être imposées sur les frontières : soit une condition de Neumann homogène en considérant qu'il n'y a pas d'échanges de chaleur avec l'extérieur,

$$k(T)\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = 0,$$

ou une condition de Neumann non homogène pour prendre en compte les échanges de chaleur vers le milieu extérieur considéré comme optiquement mince,

$$k(T)\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = \Phi_{cond} + \Phi_{rad}. \tag{5.1}$$

Φ_{cond} et Φ_{rad} représentent respectivement les densités de flux de transfert thermique par conduction vers l'extérieur et par rayonnement de la lame d'argent.

• La quantité de chaleur échangée par conduction s'écrit :

$$\Phi_{cond} = \frac{k_e}{e_P}(T_{Ag} - T_\infty), \tag{5.2}$$

avec k_e la conductivité thermique équivalente du milieu poreux, e_P l'épaisseur du milieu poreux, T_{Ag} et T_∞ respectivement la température sur la surface de l'élément et la température à la limite du milieu poreux. Le calcul de la conductivité thermique équivalente d'un milieu poreux est compris entre deux valeurs limites obtenues à partir de deux modèles : le modèle série et le modèle parallèle [KAV 95].

Le milieu poreux est composé de silice et d'air, nous utilisons le modèle parallèle pour le calcul de k_e en prenant en compte la porosité du milieu :

$$k_e = \zeta k_{Air} + (1-\zeta)k_{SiO_2}, \tag{5.3}$$

avec ζ la porosité du milieu poreux, k_{Air} et k_{SiO_2} respectivement les conductivités thermiques de l'air et de la silice.

Modèle	Expression	Remarque
Maxwell (borne inférieure)	$\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = \frac{2\varepsilon + (3-\varepsilon)\frac{\lambda_s}{\lambda_f}}{3-\varepsilon+\varepsilon\frac{\lambda_s}{\lambda_f}}$	• Milieu constitué de sphères dispersées dans une phase fluide continue ($\varepsilon \approx 1$) • Pas d'influence entre particules
Batchelor et O.'Brien (point de contact pris en compte)	$\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = 4\ln\frac{\lambda_s}{\lambda_f} - 11$	• Cas particulier de point de contact $\frac{\lambda_s}{\lambda_f} > 100$ • Ajustement d'une constante du modèle à partir des données expérimentales
Parallèle **Série** **Géométrique**	$\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = \varepsilon + (1-\varepsilon)\frac{\lambda_s}{\lambda_f}$ $\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = \frac{\frac{\lambda_s}{\lambda_f}}{\varepsilon\frac{\lambda_s}{\lambda_f}+1-\varepsilon}$ $\lambda^* = \lambda_f^{\varepsilon}\lambda_s^{1-\varepsilon}$ c'est-à-dire $\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_f}\right)^{1-\varepsilon}$	
Maxwell (borne supérieure)	$\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = \frac{2\left(\frac{\lambda_s}{\lambda_f}\right)^2(1-\varepsilon)+(1+2\varepsilon)\frac{\lambda_s}{\lambda_f}}{(2+\varepsilon)\frac{\lambda_s}{\lambda_f}+1-\varepsilon}$	Milieu constitué d'inclusions fluides dans une matrice solide continue
Hadley (moyenne pondérée)	$f_0 = 0{,}8 + 0{,}1\varepsilon \quad , \quad \alpha_0 = \alpha_0(\varepsilon)$ $\frac{\lambda^*}{\lambda_f} = (1-\alpha_0)\frac{f_0\varepsilon + \frac{\lambda_s}{\lambda_f}(1-\varepsilon f_0)}{1-\varepsilon(1-f_0)+\frac{\lambda_s}{\lambda_f}\varepsilon(1-f_0)} + \alpha_0\frac{2\left(\frac{\lambda_s}{\lambda_f}\right)^2(1-\varepsilon)+(1+2\varepsilon)\frac{\lambda_s}{\lambda_f}}{(2+\varepsilon)\frac{\lambda_s}{\lambda_f}+1-\varepsilon}$ $\lg\alpha_0 = -4{,}898\varepsilon$ avec $0 \leqslant \varepsilon \leqslant 0{,}082\,7$ $\lg\alpha_0 = -0{,}405 - 3{,}154\,(\varepsilon - 0{,}082\,7)$ avec $0{,}082\,7 \leqslant \varepsilon \leqslant 0{,}298$ $\lg\alpha_0 = -1{,}084 - 6{,}778\,(\varepsilon - 0{,}298)$ avec $0{,}298 \leqslant \varepsilon \leqslant 0{,}580$	Structure périodique. Construit à partir du modèle de Maxwell (borne supérieure) par introduction d'une fonction de calage f_0

FIG. 5.1 – *Modèles et expressions du calcul de la conductivité thermique effective d'un milieu poreux [KAV 95].*

La porosité du mileu poreux est définie par l'équation :

$$\zeta = 1 - \frac{\mu_{app}}{\mu_{SiO_2}}, \tag{5.4}$$

où μ_{app} représente la masse volumique apparente qui dépend du tassement des grains et μ_{SiO_2} représente la masse volumique de la partie solide du milieu poreux : la silice SiO_2. La masse volumique apparente est de $1650\ kg.m^{-3}$ et la masse volumique de la silice est de $2650\ kg.m^{-3}$.

- La quantité de chaleur échangée par rayonnement s'écrit :

$$\Phi_{rad} = \epsilon_{Ag}\ \sigma_S(T_{Ag}^4 - T_\infty^4), \tag{5.5}$$

où ϵ_{Ag} est l'émissivité thermique de l'argent et σ_S la constante de Stefan. La formule de Parker et Abbott [RAM 77] donne l'émissivité hémisphérique de l'argent en fonction du paramètre $\sqrt{\frac{T}{\sigma}}$:

$$\epsilon_{Ag} = 0,766 \times (\sqrt{\frac{T}{\sigma}}) - \left[0,309 - 0,0889 \times ln(\frac{T}{\sigma})\right] \frac{T}{\sigma} - 0,0175 \times (\sqrt{\frac{T}{\sigma}})^{\frac{3}{2}}, \qquad (5.6)$$

avec T en K et $\sigma = \dfrac{1}{\rho}$ en $\Omega^{-1}.cm^{-1}$.

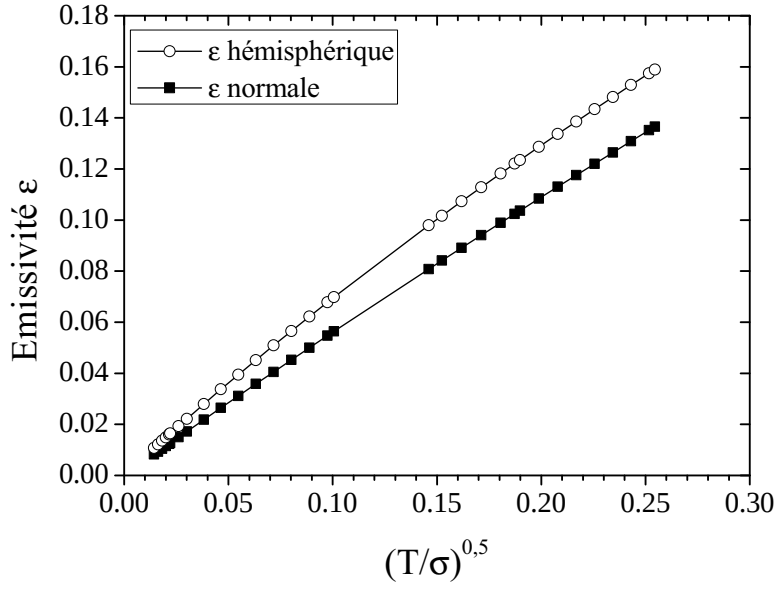


FIG. 5.2 – *Evolutions des émissivités sphérique et normale de l'argent en fonction de* $\sqrt{\frac{T}{\sigma}}$ *[RAM 77], [ROH 98].*

5.3 Simulations numériques

5.3.1 Transfert adiabatique : comparaison 2D/3D

Les caractéristiques géométriques de l'élément fusible étudié sont représentées à la figure 5.3. La longueur du fusible est de 70 mm, pour une largeur de 2,5 mm et un fond d'encoche de 0,5 mm. Le fusible est muni d'une section réduite de forme circulaire.

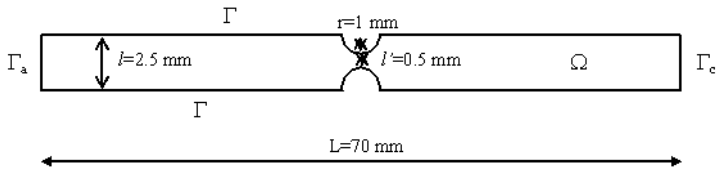
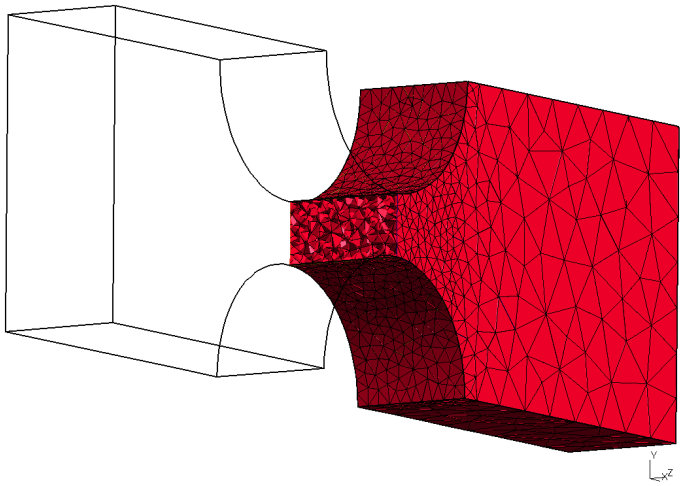
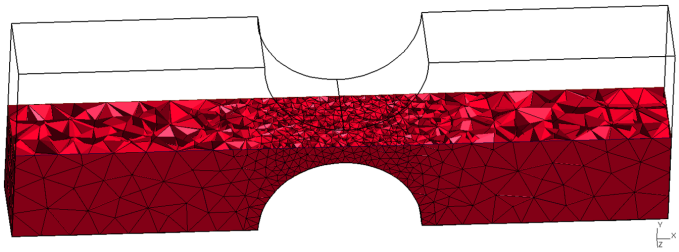


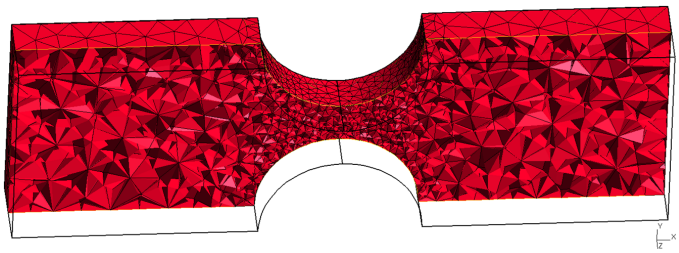
FIG. 5.3 – *Dimensions géométriques de l'élément fusible : vue en 2D (z=0).*



(a) Coupe transversale à l'axe des x.



(b) Coupe transversale à l'axe des y.



(c) Coupe transversale à l'axe des z.

FIG. 5.4 – *Maillage 3D de la géométrie de l'élément fusible de forme circulaire : 5994 noeuds et 30598 éléments tétraédriques ; coupes transversales à l'axe des x : (a), à l'axe des y : (b) et à l'axe des z : (c).*

L'élément fusible décrit à la figure 5.3 est discrétisé à partir de mailles de type triangles (maillage non-structuré de 5259 noeuds et 10034 éléments) - et de mailles de type tétraèdre (maillage non-structuré de 5994 noeuds, 30598 éléments). La figure 5.4 montre une représentation du maillage de l'élément en 3D. Pour gagner en temps de calcul, la longueur du fusible a été réduite à 20 mm pour les simulations numériques.

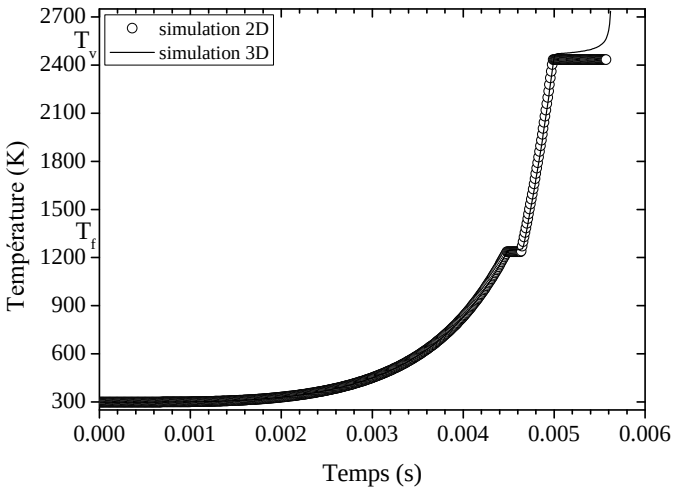


FIG. 5.5 – *Evolution de la température au centre de l'élément durant le régime de préarc :◯ 2D, — 3D.*

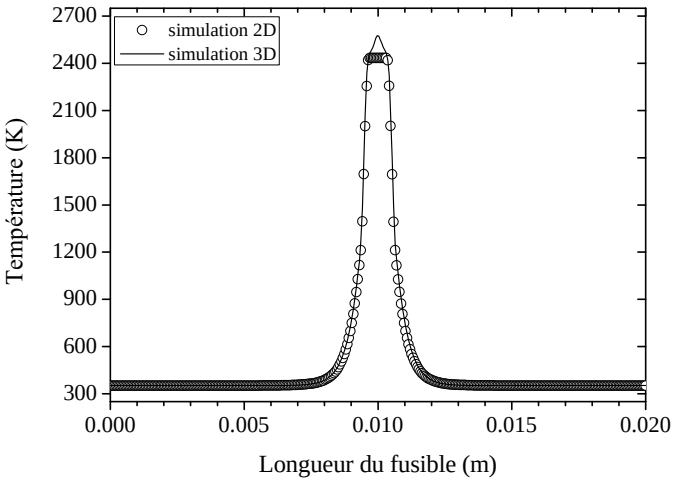


FIG. 5.6 – *Distribution longitudinale de la température dans l'élément à la fin du régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.*

La figure 5.5 illustre les évolutions du temps de préarc obtenus par simulation 2D et 3D au centre de l'élément fusible. Les coordonnées du centre sont x= 10 mm, y= 1,25 mm et z= 0,0525 mm. Les temps de préarc obtenus sont de 5,57 ms pour la simulation 2D et 5,63 ms pour la simulation tridimensionnelle. L'écart relatif entre ces deux résultats est 1,06 %.

La distribution de la température simulée sur toute la longueur du fusible aux coordonnées y= 1,25 mm et z= 0,0525 mm est représentée à la figure 5.6. Cette distribution de température est obtenue à la fin du régime de préarc et montre la superposition des courbes de températures 2D et 3D.

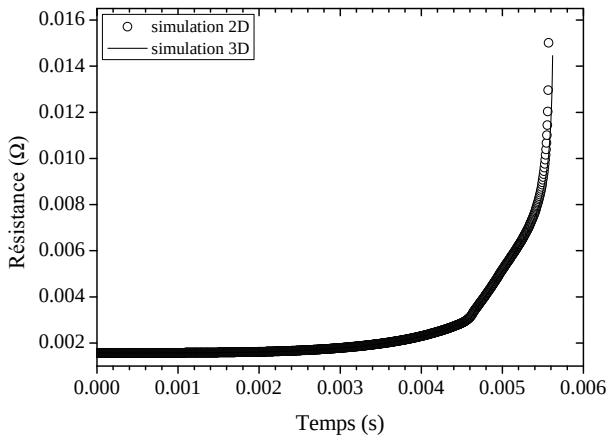


FIG. 5.7 – *Evolution de la résistance de l'élément durant le régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.*

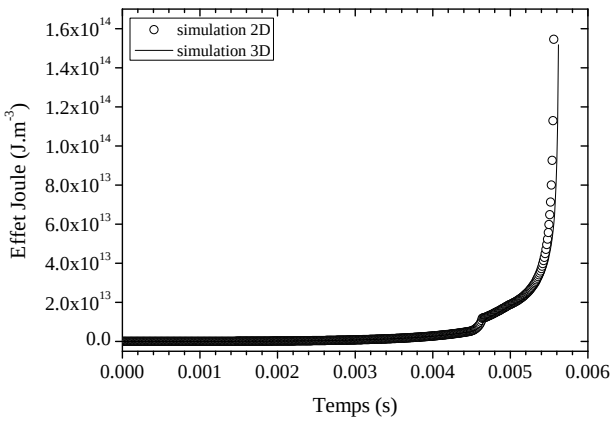


FIG. 5.8 – *Evolution de l'effet Joule au centre de l'élément durant le régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.*

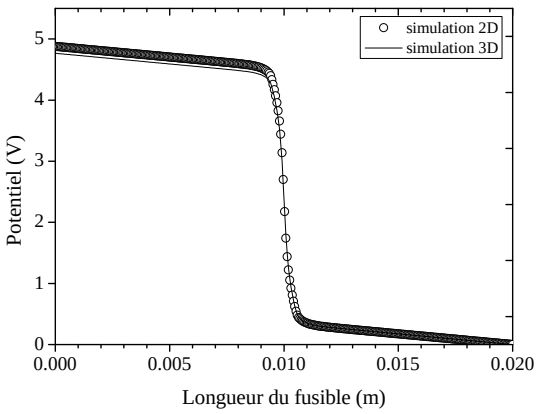


FIG. 5.9 – *Distribution longitudinale du potentiel électrique dans l'élément à la fin du régime de préarc : ◯ 2D, — 3D.*

Les figures 5.7 et 5.8 montrent les évolutions de la résistance de l'élément fusible et de l'effet Joule simulés au centre de l'élément fusible. Les évolutions des grandeurs simulées en 2D sont en parfait accord avec les évolutions des grandeurs en 3D.

La distribution longitudinale du potentiel sur la longueur de l'élément fusible obtenue à la fin du régime de préarc pour les simulations bidimensionnelle et tridimensionnelle est présentée à la figure 5.9. Une très légère différence est observée à l'anode (x= 0 mm) entre la valeur du potentiel obtenue par la simulation 3D et celle obtenue par la simulation 2D.

5.3.2 Transfert non adiabatique : temps de préarc longs

5.3.2.1 Configuration géométrique de l'élément fusible

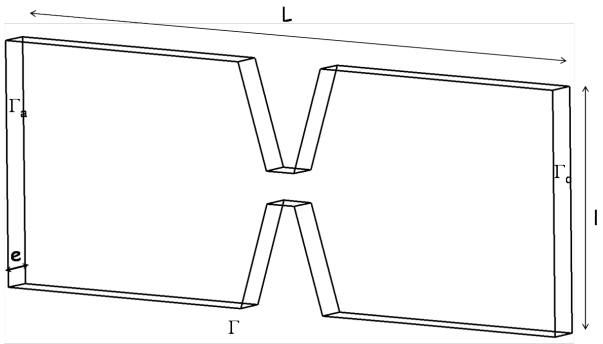
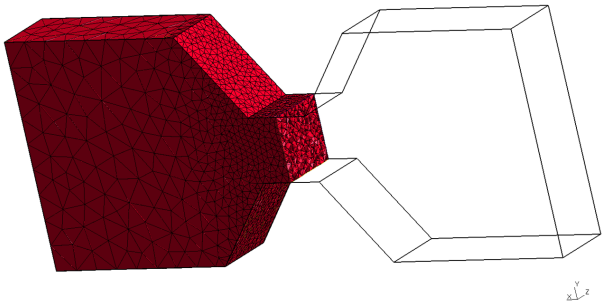
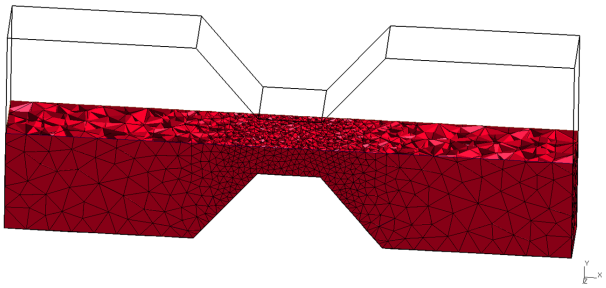


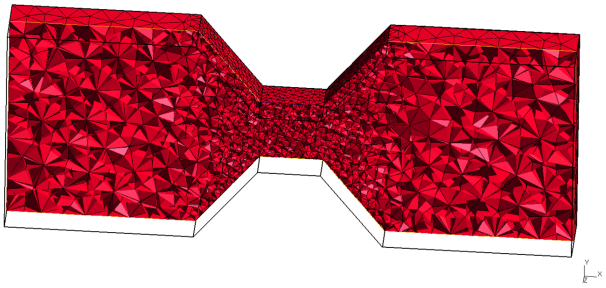
FIG. 5.10 – *Géométrie d'un élément fusible à section réduite trapézoïdale.*



(a) Coupe transversale à l'axe des x.



(b) Coupe transversale à l'axe des y.



(c) Coupe transversale à l'axe des z.

FIG. 5.11 – *Maillage d'un élément fusible à section réduite trapézoïdale : 7098 noeuds et 35764 éléments tétraédriques. Coupes transversales à l'axe des x : (a), à l'axe des y : (b) et à l'axe des z : (c).*

Les figures 5.10 et 5.11 décrivent la géométrie et le maillage d'un élément fusible à section réduite trapézoïdale. La longueur réelle de l'élément est de 70 mm, elle est fixée à 20 mm pour les simulations. La largeur et l'épaisseur de l'élément sont respectivement de 7,5 mm et 0,105 mm. Le maillage non-structuré obtenu est constitué de 7098 noeuds et de 35764 éléments tétraédriques.

5.3.2.2 Simulation des grandeurs physiques

Pour étudier l'influence des échanges thermiques entre l'élément et son environnement sur la durée de préarc, nous avons effectué deux simulations différentes. Dans un premier

temps nous avons simulé le régime de préarc sous l'hypothèse d'un seul mode de transfert thermique, la conduction dans la lame d'argent. Dans un second temps les conditions aux limites de Neumann ont été réécrites pour pouvoir prendre en compte les modes de transferts thermiques par rayonnement et par conduction vers le milieu poreux.

Tous les paramètres initiaux imposés sont identiques pour les deux simulations hormis les conditions aux limites sur les faces Γ.

Tension source crête $\hat{V}$	$200 \times \sqrt{2}$ V
Résistance R	0,16 Ω
Inductance L	$2762 \times 10^{-6} H$
θ	0°
$cos\varphi$	0,2
Température initiale T_0	300 K
Porosité ζ	0,4
Emissivité ϵ_{Ag}	0,02
Constante de Stefan σ_{Ag}	$5,67 \times 10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$

TAB. 5.1 – *Paramètres imposés pour les simulations.*

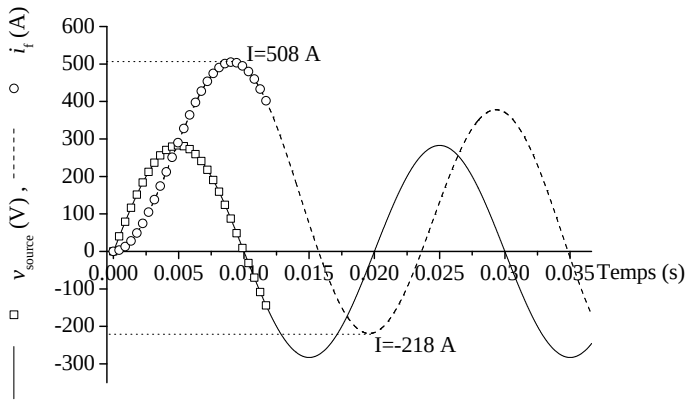
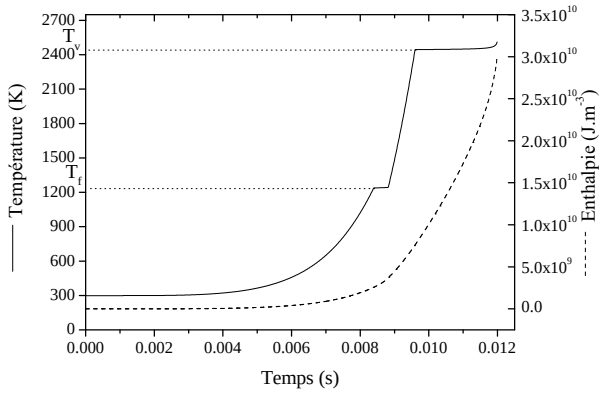


FIG. 5.12 – *Evolutions de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc : simulation avec Neumann homogène* □ v_{source} ◯ i_f *et simulation avec Neumann non homogène* —v_{source} - - -i_f.

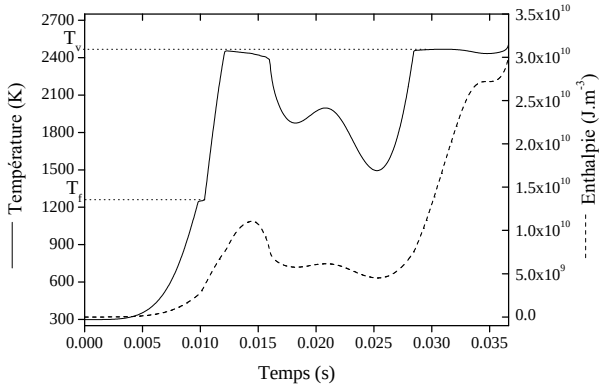
Les courbes de courant et de tension obtenues en adiabatique couvrent, moins d'une demi-période pour le courant et un peu plus pour la tension. En régime non adiabatique

les durées simulées des courbes de tension et de courant couvrent pratiquement 4 demi-périodes, de plus la courbe de courant est fortement amortie après la première période. Les temps de préarc simulés sont de 12 ms dans le cas adiabatique et 36,64 ms dans le cas non adiabatique ce qui donne un rapport de $\frac{1}{3}$.

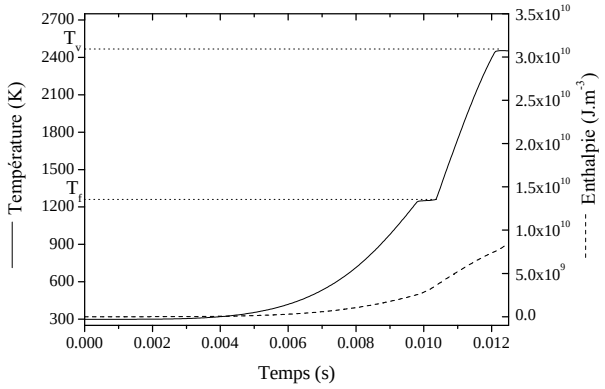
Les évolutions de la température et de l'enthalpie simulées au centre de l'élément fusible sont observées sur la figure 5.13.



(a) Condition adiabatique

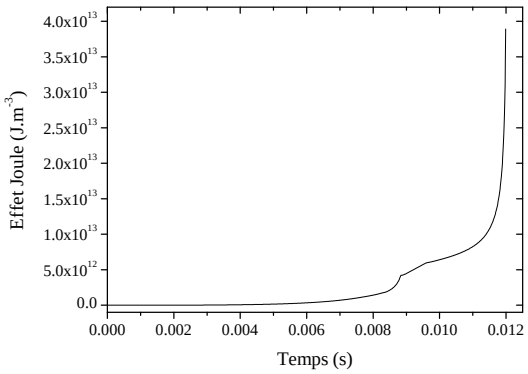


(b) Condition non adiabatique

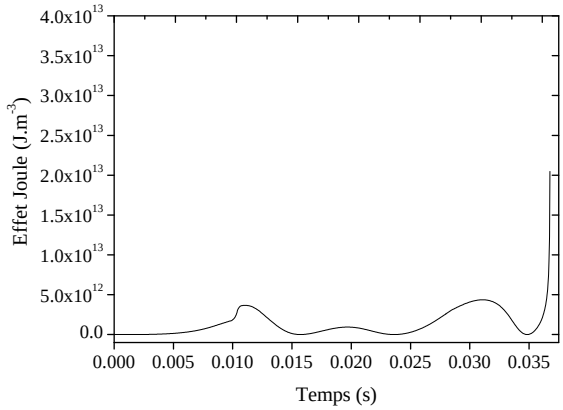


(c) Condition non adiabatique (zoom de (b) pour la même durée qu'en (a))

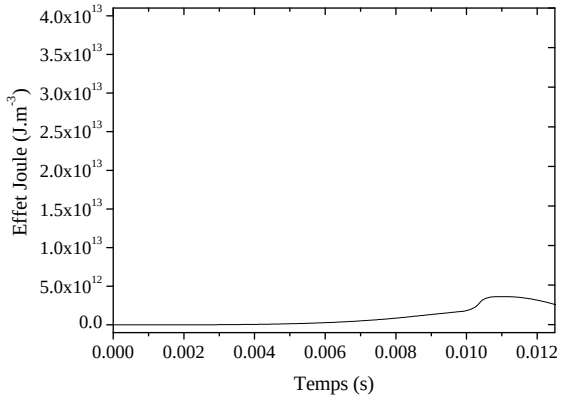
FIG. 5.13 – *Evolutions de la température et de l'enthalpie simulées au centre du fusible durant le régime de préarc : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.*



(a) Condition adiabatique

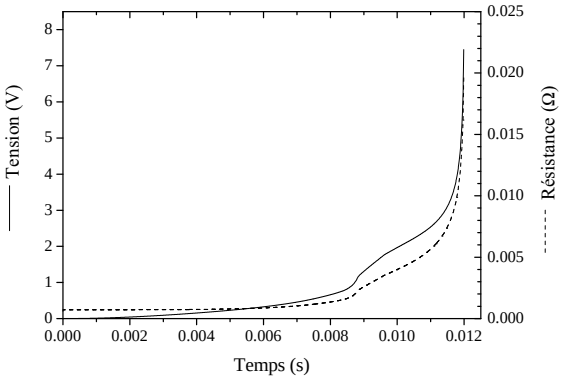


(b) Condition non adiabatique

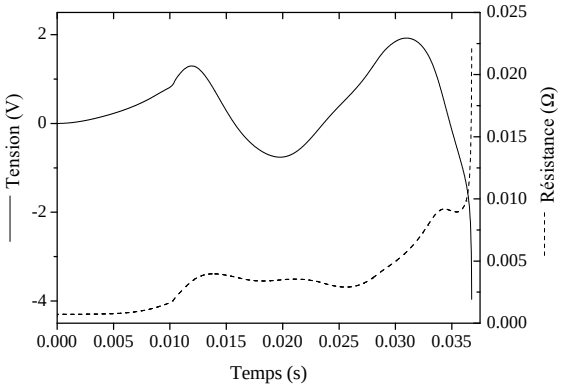


(c) Condition non adiabatique (zoom de (b) pour la même durée qu'en (a))

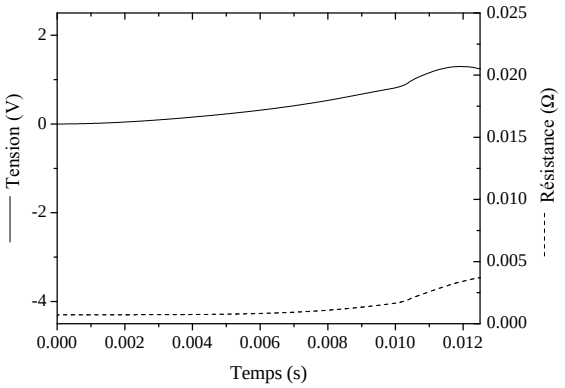
FIG. 5.14 – *Evolutions de l'effet Joule calculé au centre du fusible durant le régime de préarc : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.*



(a) Condition adiabatique

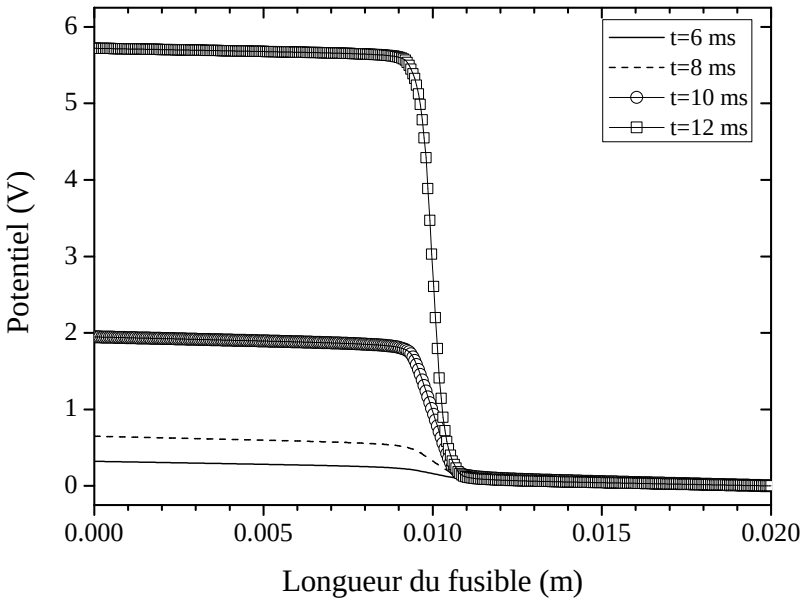


(b) Condition non adiabatique

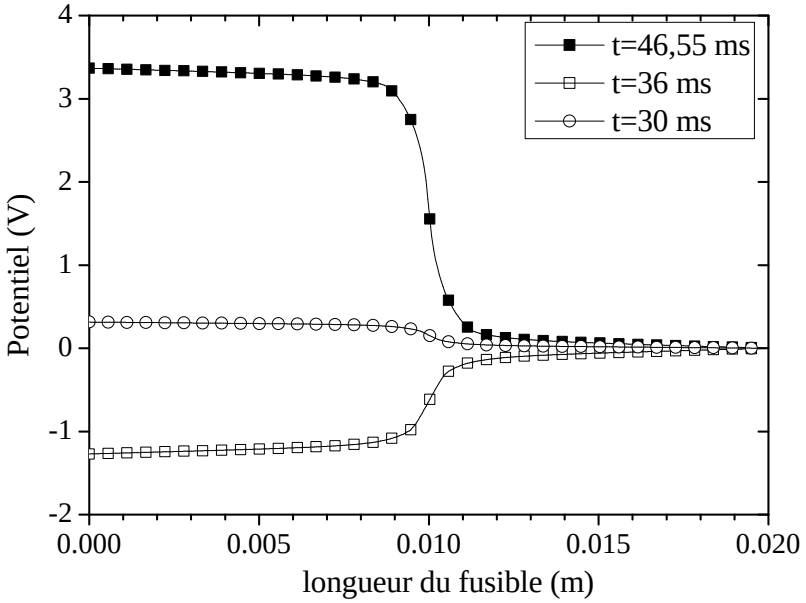


(c) Condition non adiabatique (zoom de (b) pour la même durée qu'en (a))

FIG. 5.15 – *Evolutions de la tension aux bornes du fusible et de la résistance électrique durant le régime de préarc : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.*



(a) Condition adiabatique



(b) Condition non adiabatique

FIG. 5.16 – *Evolutions de la distribution du potentiel électrique aux bornes du fusible : (a) transfert adiabatique, (b) transfert non adiabatique et (c) un zoom de la courbe non adiabatique.*

La température simulée en adiabatique croît très vite, l'évolution du courant permet d'atteindre rapidement la température puis l'énergie de vaporisation. Dans le cas du transfert thermique non adiabatique, l'énergie stockée sous forme d'enthalpie permet d'approcher la température de vaporisation ; cependant à cause de la diffusion thermique et de la baisse du courant provoquant moins d'apport en énergie, l'énergie stockée est insuffisante pour poursuivre la vaporisation.

L'observation des courbes d'évolutions de l'effet Joule de la figure 5.14 confirme l'insuffisance en énergie, de même nous observons que la valeur de la résistance reste moyennement faible (figure 5.15) dans le cas non adiabatique contrairement au cas adiabatique. La seconde valeur maximale atteinte par le courant est insuffisante pour atteindre la température de vaporisation. La valeur crête obtenue durant la troisième demi-période plus élevée que la précédente permet d'atteindre la température de vaporisation et de fournir l'énergie nécessaire à la vaporisation.

5.3.3 Echanges thermiques entre l'élément fusible et le milieu poreux

Après avoir étudié les échanges thermiques entre la lame d'argent et son milieu environnant avec un modèle en 3D pour lequel uniquement la lame d'argent a été modélisée, nous voulons à présent considérer les échanges thermiques sous une forme différente, en utilisant un modèle intégrant la géométrie du milieu poreux. Considérons donc la géométrie représentant l'élément fusible entouré de sable de silice et le maillage de l'ensemble représentés respectivement aux figures 5.17 et 5.18.

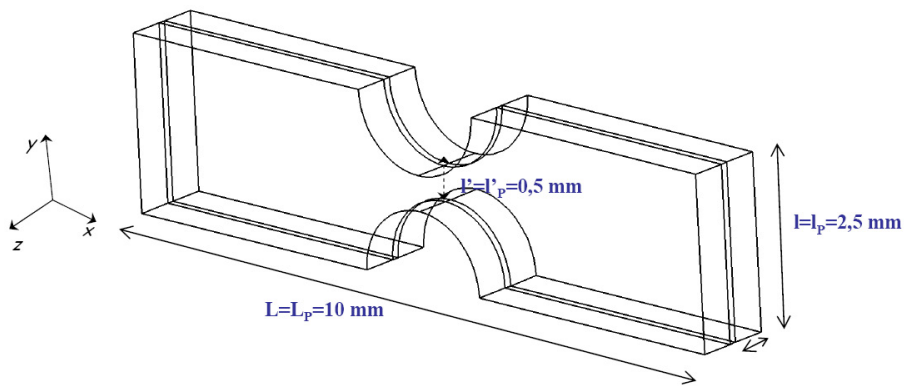
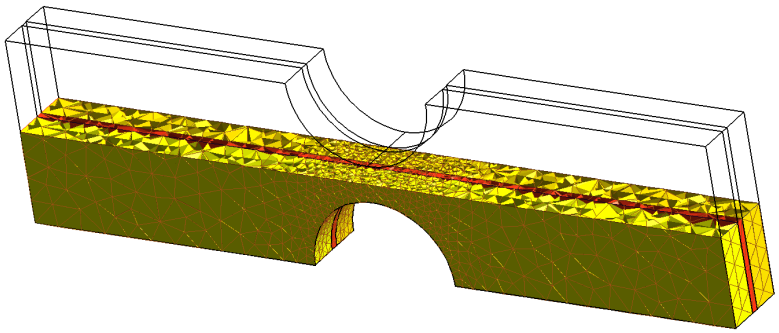


FIG. 5.17 – *Géométrie d'un élément fusible de type industriel entouré de sable de silice. Les dimensions de l'élément et du milieu poreux sont* $L = L_P = 10$ *mm,* $l = l_P = 2,5$ *mm,* $l' = 0,5$ *mm,* $e = 0,105$ *mm et* $e_P = 0,5$ *mm. L'épaisseur* e_P *définie pour le milieu poreux correspond à la taille moyenne des grains obtenus dans la réalité* (400 μm).



(a) Maillage de l'élément fusible et du milieu poreux.

FIG. 5.18 – *Maillage d'un élément fusible entouré de sable de silice. Maillage non-structuré composé de 17900 noeuds et 107066 éléments tétraédriques.*

La résolution du problème thermique sous l'hypothèse d'un équilibre thermique local [KAV 95] dans le milieu poreux est basée sur l'équation de la chaleur (5.7),

$$(\mu c)_e \frac{\partial T}{\partial t} - div \cdot \left(k_e \overrightarrow{grad}\ T \right) = 0, \tag{5.7}$$

où $(\mu c)_e$ représente la capacité thermique équivalente du milieu poreux, k_e la conductivité thermique équivalente du milieu poreux et T la température du milieu poreux. La conductivité thermique équivalente du milieu poreux est donnée par l'équation (5.3) :

Pour simuler le régime de préarc et valider le modèle 3D qui prend en compte le milieu poreux (modèle 3D AgSiO_2), nous allons comparer les résultats obtenus par ce modèle avec les modèles 2D argent (modèle 2D Ag) et 3D argent (modèle 3D Ag) précédemment utilisés et avec les résultats expérimentaux. Pour nous rapprocher le plus possible des conditions de l'expérience nous avons considéré les paramètres donnés dans le tableau 5.2 suivant :

Tension source crête $\hat{V}$	$200 \times \sqrt{2}$ V
Résistance R	0,528 Ω
Inductance L	$491 \times 10^{-6} H$
θ	0 °
$cos\varphi$	0,95

TAB. 5.2 – *Paramètres imposés pour les simulations et identiques aux valeurs expérimentales.*

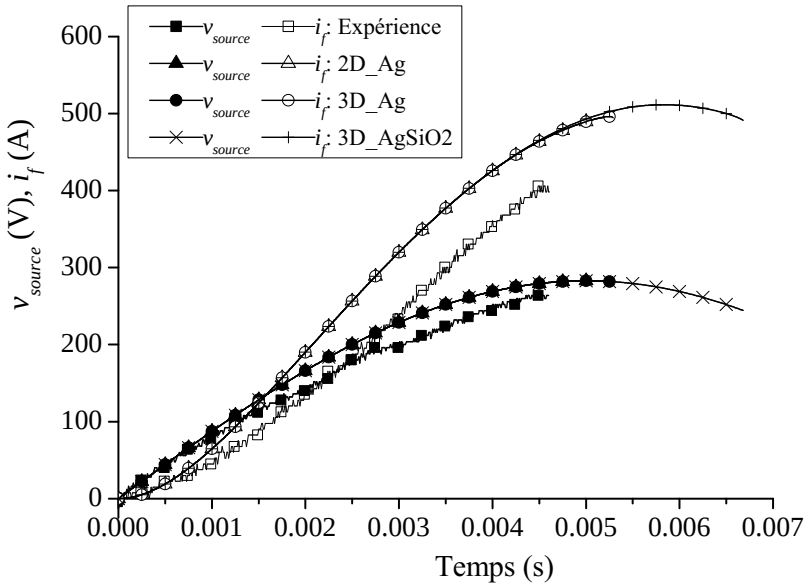


FIG. 5.19 – *Evolutions de la tension source et du courant fusible durant le régime de préarc. Comparaison expérience et modèles :* ■ v_{source} □ i_f *(expérience) ;* ▲ v_{source} △ i_f *(modèle 2D Ag) ;* • v_{source} ∘ i_f *(modèle 3D Ag) ;* × v_{source} + i_f *(modèle 3D $AgSiO_2$).*

La figure 5.19 illustre les courbes d'évolutions de la tension source et du courant fusible obtenues par l'expérience et par les simulations. La durée du régime de préarc obtenue par l'expérience est de 4,63 ms et les simulations 2D et 3D effectuées sur l'élément fusible en argent donnent le même temps de préarc qui est de 5,2 ms. Le temps de préarc obtenu par simulation 3D sur l'élément fusible en présence de milieu poreux est de 6,8 ms. L'observation des courbes simulées de la tension et du courant sont identiques pour les trois simulations en prenant comme référence le temps de préarc des modèles 2D et 3D sur l'argent.

La comparaison des courbes simulées avec les courbes expérimentales montre une différence entre les valeurs obtenues. Cette différence est d'autant plus marquée en comparant les courbes de courants. Pour la valeur de temps correspondant à la fin du régime de préarc expérimental le courant obtenu par simulation est supérieur au courant simulé. Ceci ne permet de justifier que le temps de préarc simulé soit supérieur à la valeur mesurée. Cette différence est d'autant plus signifiante que les modèles 2D et 3D argent n'intègrent pas le milieu poreux et donc la diffusion thermique vers l'extérieur n'intervient pas.

La figure 5.20 montre la distribution de la densité de courant dans l'élément fusible et le milieu poreux. Le milieu poreux étant isolant, il n'y a pas de passage du courant électrique dans le sable. La densité de courant est plus importante au centre de la lame

en argent à cause du rétrécissement de la section du fusible.

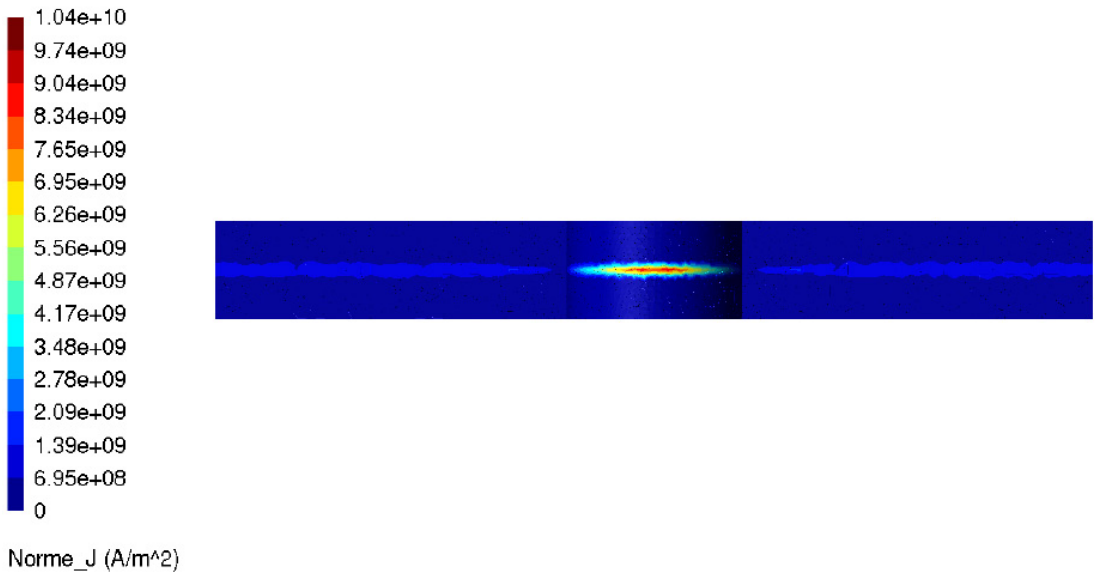


FIG. 5.20 – *Distribution de la densité de courant à l'intérieur du fusible à la fin du préarc.*

La figure 5.21 représente les isothermes de température obtenues par simulation avec le modèle 3D AgSiO_2. Nous observons que la température la plus chaude est observée au centre de l'élément fusible et que les régions voisines appartenant au milieu poreux ont des valeurs de températures élevées. La température dans le milieu poreux est plus faible pour les régions situées loin du centre de l'élément fusible.

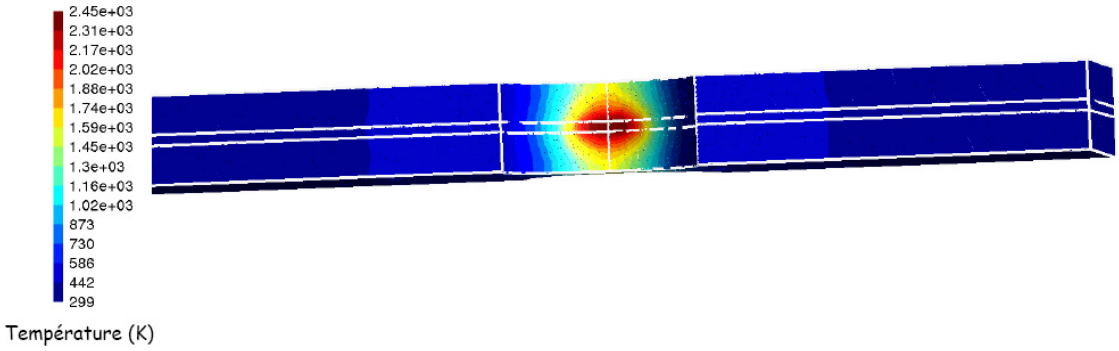


FIG. 5.21 – *Distribution de la température à l'intérieur du fusible à la fin du préarc.*

Nous avons représenté les évolutions des températures au centre du fusible et sur trois positions différentes suivant la direction dans le milieu poreux. La figure 5.22 montre que plus nous sommes éloignés des régions les plus chaudes de l'argent, plus la température du milieu poreux baisse.

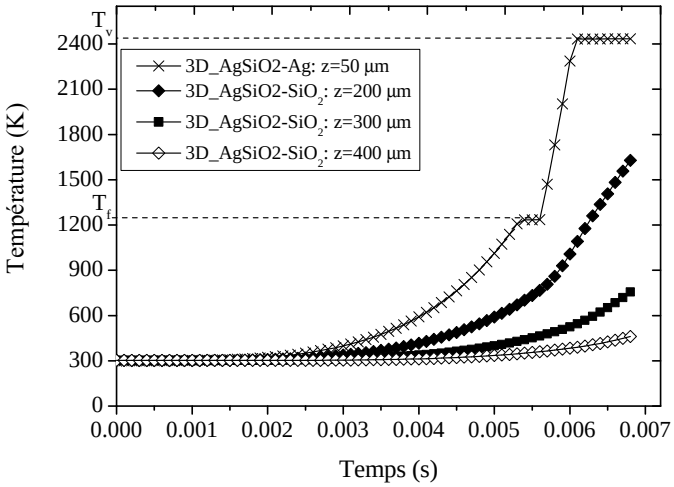


FIG. 5.22 – *Evolutions des températures au centre de l'élément fusible et dans le milieu poreux durant le régime de préarc :* $\times$ $z = 50$ μm *;* ♦ $z = 200$ μm *;* ■ $z = 300$ μm *;* ◊ $z = 400$ μm.

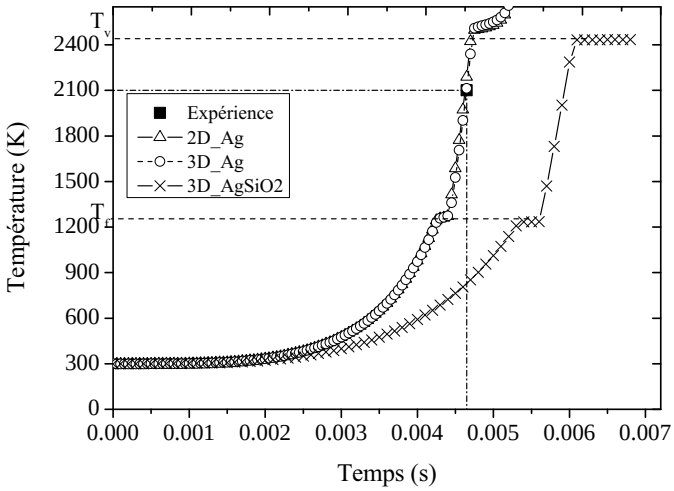


FIG. 5.23 – *Evolutions des températures au centre de l'élément fusible durant le régime de préarc. Comparaison expérience et modèles :* ■ *temps de préarc expérimental reporté sur les courbes de températures simulées ;* △ *modèle 2D Ag ;* ○ *modèle 3D Ag ;* $\times$ *modèle 3D* $AgSiO_2$.

La figure 5.23 montre une comparaison des courbes de températures obtenues à partir des 3 modèles pour un élément fusible en argent. Sur les courbes de températures nous avons reporté le temps de préarc expérimental. Il y a une bonne concordance entre les courbes 2D et 3D de l'argent avec la température expérimentale équivalente qui se situe

autour de 2000 K. Une température du même ordre a été obtenue au chapitre 3 pour des conditions similaires de $cos\varphi$ et de θ. Si nous reportons ce temps de préarc sur la courbe de température obtenue par le modèle 3D AgSiO_2, la correspondance se situe autour de 700 K ce qui ne correspond pas à une réalité physique. Pour palier cette différence un maillage plus raffiné doit être utilisé.

La figure 5.24 compare les évolutions des intégrales de Joule obtenues par les simulations et par l'expérience. Du fait de la différence des temps de préarc entre la mesure et les simulations un écart important est observé.

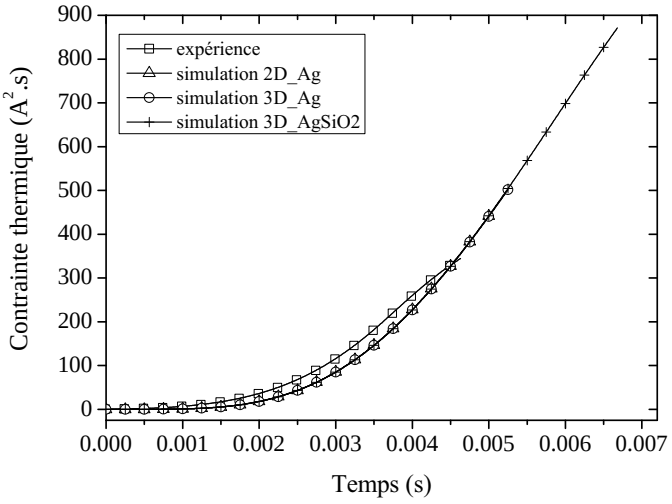


FIG. 5.24 – *Evolution de la contrainte thermique du fusible durant le régime de préarc. Comparaison expérience et modèles :* □ *expérience ;* △ *modèle 2D Ag ;* ○ *modèle 3D Ag ;* + *modèle 3D AgSiO_2.*

5.4 Conclusion

La simulation du régime de préarc à trois dimensions d'espace a permis dans un premier temps la validation des résultats obtenus par la modélisation bidimensionnelle. La simulation du temps de préarc et des grandeurs physiques en 3D sous les hypothèses identiques au modèle 2D, à savoir que les pertes thermiques sont principalement dues à la conduction de chaleur dans la lame d'argent, a montré des résultats identiques aux résultats obtenus en 2D.

Le régime de préarc a ensuite été simulé en prenant comme hypothèse que les modes de transferts thermiques par conduction vers l'extérieur et par rayonnement de la lame

d'argent ne sont plus négligeables, dès lors que les temps de préarc sont supérieurs à 10 ms. Deux simulations ont été menées sur un même élément fusible, la première en condition adiabatique et la seconde en prenant en compte les transferts thermiques vers l'environnement. Les résultats montrent que dans ce cas la durée de préarc obtenue par simulation des transferts thermiques avec le milieu environnant varie d'un facteur 3 avec la durée de préarc en adiabatique.

Enfin nous avons simulé le régime de préarc en intégrant dans le modèle le milieu poreux. Nous avons ainsi comparé les résultats de l'expérience avec des modèles 2D/3D de l'élément fusible et le modèle 3D AgSiO_2. Les résultats montrent que le temps de préarc simulé est supérieur à l'expérience. De plus l'écart observé entre le modèle intégrant le sable de silice et le modèle de la lame d'argent seule est important. Cet écart peut s'expliquer par le fait que le maillage du fusible intégrant le SiO_2 n'est pas suffisamment fin. Il serait nécessaire de tester des maillages plus fins.

Conclusion et perspectives

L'objectif de ce travail est la modélisation et la simulation des phénomènes physiques régissant le régime de préarc dans les fusibles. Le travail réalisé s'inscrit dans une démarche plus globale dont le but est la modélisation et la simulation des mécanismes physiques qui gouvernent tout le fonctionnement (régime de préarc et régime d'arc) d'un fusible. Pour avoir un modèle de l'ensemble du phénomène de coupure, l'étude de chaque régime de fonctionnement est primordiale afin de décrire et de comprendre les phénomènes physiques prépondérants dans chaque régime et d'étudier la transition entre la fin du régime de préarc et le début du régime d'arc.

La description des mécanismes observés durant le régime de préarc nous a permis de proposer un modèle 2D du régime de préarc couplant les aspects électrique et thermique des phénomènes pour l'élément fusible seul. Ce modèle couplé est basé sur l'équation de propagation de la chaleur écrite sous forme enthalpique, appliquée ensuite à une géométrie simple d'un élément fusible de type industriel. Le terme source de l'équation de la chaleur est l'effet Joule. Une caractéristique importante du modèle proposé est la prise en compte de la dépendance des coefficients de transport et des propriétés thermodynamiques avec la température. La résolution numérique du problème obtenu est effectuée par la méthode des éléments finis (développée dans la bibliothèque OFELI) pour la discrétisation spatiale. Un schéma de Chernoff est également utilisé pour la discrétisation temporelle. Le calcul des intégrales est réalisé par la méthode des trapèzes.

Les premières simulations effectuées avec le modèle 2D du régime de préarc ont permis d'obtenir l'évolution au cours du temps des grandeurs thermiques telles que l'enthalpie et la température qui permettent de définir les états physiques (solide, liquide, vapeur) de l'élément fusible. Les simulations ont également permis d'observer l'évolution temporelle des grandeurs électriques (courant dans le fusible et résistance du fusible) et énergétiques comme la contrainte thermique et l'énergie dissipée durant le régime de préarc. Les grandeurs électriques et énergétiques étant accessibles par l'expérience, nous avons comparé les résultats obtenus par simulation à ceux obtenus par l'expérience. Les résultats ob-

servés montrent que la simulation reproduit le courant observé en situation de défaut. Nous avons ensuite observé l'évolution des grandeurs physiques en fonction de différents paramètres - électrique et géométrique - durant le régime de préarc.

Pour approcher les simulations des conditions typiques industrielles, nous avons étudié l'influence de deux paramètres électriques importants sur la durée du régime de préarc : le facteur de puissance et l'angle d'enclenchement. Deux valeurs typiques du facteur de puissance caractérisant le type de charge d'un circuit électrique dans des conditions sévères et opposées ont été choisies : une charge dite résistive pour $cos\varphi \sim 0,9$ et une charge dite inductive pour $cos\varphi \sim 0,1$. De même, nous avons fait varier l'angle d'enclenchement qui caractérise l'instant d'apparition du courant de défaut dans un circuit électrique pour des valeurs comprises entre 0° et 180°. Les résultats simulés et mesurés ont montré une différence entre les temps de préarc obtenus avec les deux types de charges. Les temps de préarc obtenus avec la charge résistive sont supérieurs aux temps de préarc obtenus avec la charge inductive. Cette différence est due à la valeur du courant électrique qui est plus importante en charge résistive qu'en charge inductive. Néanmoins pour une valeur du $cos\varphi$ donnée, les simulations ont montré que les durées de préarc calculées (la fin du préarc correspondant à l'instant où toute l'énergie de vaporisation est fournie à l'élément) sont significativement supérieures aux durées mesurées. Les écarts observés permettent de situer en moyenne le temps de préarc mesuré entre la fusion et le début de la vaporisation. L'énergie nécessaire pour vaporiser le fusible représente un facteur important des écarts observés entre mesures et simulations. Pour les valeurs crêtes des courants étudiés dans ce travail, l'influence de l'angle d'enclenchement a permis d'observer que : la durée de préarc est obtenue sur une demi-alternance lorsque $\theta < 90^\circ$ et deux demi-alternances lorsque $\theta > 90^\circ$.

Le second type de paramètre pris en compte pour l'étude des facteurs influençant le régime de préarc dans les fusibles est la géométrie des sections réduites (longueur, angle). Nous avons ainsi considéré trois éléments fusibles de type industriel ayant des formes de sections réduites différentes (circulaire, trapézoïdale et rectangulaire). Les résultats observés ont mis en lumière le rôle de la géométrie sur la diffusion thermique dans l'élément fusible. Dans le cas de la géométrie circulaire les gradients thermiques entre le centre de la section réduite et les régions voisines sont plus importants que dans les deux autres géométries.

La suite de ce travail a porté sur l'aspect adiabatique du régime de préarc, dans le but de relier la modélisation avec les caractéristiques temps-courant des industriels basées sur l'utilisation du coefficient de Meyer.

L'aspect adiabatique décrit le fonctionnement du fusible lorsque celui-ci est soumis aux

forts courants. Pour décrire ce type de fonctionnement, nous avons proposé un modèle adiabatique 0D basé sur l'équation de la chaleur dans laquelle le phénomène de diffusion thermique est négligé.

Dans un premier temps pour bien comprendre la notion d'adiabaticité du fonctionnement du fusible durant le régime de préarc, les géométries semi-circulaire et trapézoïdale de type industriel ont été choisies. Pour chaque géométrie, deux caractéristiques temps de préarc-courant ont été tracées traduisant chacune le fonctionnement en régime normal et le fonctionnement en régime adiabatique. La comparaison entre les courbes de fonctionnement dites normales et les courbes de fonctionnement adiabatique a permis de situer l'étendue de l'adiabaticité durant le régime de préarc. Pour chacune des géométries deux zones de fonctionnement ont été mises en évidence. La limite entre zone de fonctionnement adiabatique et zone de fonctionnement normal se situe à environ 1000 A, avec des écarts inférieurs à 5%.

Dans un second temps, une comparaison a été réalisée entre les résultats du modèle de régime de préarc en adiabatique et ceux obtenus à partir de la constante de Meyer. En reprenant les deux précédentes géométries, plusieurs hypothèses ont été effectuées permettant de situer le régime de préarc à la fin de la fusion, au début de la vaporisation et à la fin de la vaporisation. Les résultats obtenus pour les 3 hypothèses montrent une concordance en ce qui concerne la fin du régime de préarc à la fusion ainsi qu'au début de la vaporisation. En supposant que la fin du préarc est située à la fin de la vaporisation, nous avons observé des écarts très importants. En l'absence de données sur les paramètres physiques tel que l'évolution de la conductivité électrique pour la phase vapeur, il est difficile de conclure quant à la validité de l'hypothèse concernant la fin préarc située à la fin de la vaporisation.

Un modèle tridimensionnel intégrant la direction d'espace z pour l'élément fusible a été introduit pour l'étude du régime de préarc. Pour valider ce modèle de diffusion 3D dans la lame d'argent par rapport au modèle 2D, une simulation de l'évolution des grandeurs physiques durant le régime de préarc a été effectuée. Les résultats obtenus ont montré un très bon accord entre les modèles 2D et 3D .

Pour prendre en compte le transfert thermique entre l'élément fusible et son environnement poreux, un premier modèle 3D du régime de préarc a été proposé : seuls les transferts dans la lame d'argent sont modélisés en 3D, les transferts thermiques avec le milieu poreux sont pris en compte sous forme de conditions aux limites. Deux phénomènes ont en plus été introduits : les pertes thermiques par rayonnement et par conduction vers le milieu extérieur. Le milieu environnant est décrit par une porosité typique industrielle de 0,4. Ce modèle 3D prenant en compte le transfert thermique a ensuite été comparé

au modèle 3D de diffusion dans la lame d'argent. Les simulations réalisées montrent que pour des temps de préarc longs, des écarts très importants sont observés pour lesquels le temps de préarc est multiplié par 2. De plus, les évolutions des courbes de températures ou d'enthalpies ne corrrespondent pas à une réalité physique. Une fois encore les différences majeures apparaissent avec la prise en compte de l'énergie de vaporisation.

Pour améliorer ces résultats, un modèle 3D du régime de préarc intégrant l'élément fusible entouré du milieu poreux a été introduit. Pour pouvoir valider le modèle, une comparaison avec les modèles de diffusion 2D et 3D sur l'élément avec les résultats expérimentaux a été effectuée. Les résultats montrent que les modèles 2D et 3D donnent de bons résultats comparés à l'expérience. Cependant le modèle 3D intégrant le sable de silice présente des écarts importants avec les modèles 2D et 3D sans le sable et l'expérience. Deux raisons pouvant être avancées. Premièrement, la présence du milieu poreux impose des transferts thermiques supplémentaires pour un même courant de défaut. Donc il est nécessaire de fournir plus d'énergie pour atteindre la vaporisation, ce qui signifie un temps de préarc plus long. Deuxièmement, la géométrie de l'élément fusible (ruban pour lequel la longueur et la largeur sont très grandes par rapport à l'épaisseur) impose de revoir le maillage.

Le travail effectué a montré l'existence du pont fondu résultant de la fusion de l'élément fusible, cependant celui-ci n'a pas été spécifiquement étudié. Le modèle proposé ne permet pas de décrire la physique du pont fondu qui pourrait être une des causes de la rupture de l'élément fusible.

Afin d'étudier la physique du pont fondu, il serait intéressant d'étudier l'influence de phénomènes d'origine électromécanique telles que les forces de Laplace qui permettraient d'obtenir des informations supplémentaires sur les causes de la rupture de l'élément fusible précédent l'apparition de l'arc électrique dans le fusible.

Enfin, le modèle 3D a montré ses limites concernant le maillage, par conséquent il est important de reconsidérer entièrement le maillage afin de mieux prendre en compte les phénomènes de transferts durant le régime de préarc, et d'envisager ensuite la modélisation du régime d'arc.

Bibliographie

[ADA 61] Adamson C and Viseshakul M
An analytical method for predicting the performance of semienclosed fuses.
Proceedings of the IEE, Vol. 108C, 2-11, March 1961.

[AGA 87] Agarwal M S, Stokes A D, and Kovitya P
Pre-arcing behaviour of open fuse wire.
J. Phys. D : Appl. Phys. **20** 1237-1242 (1987).

[AMI 91] Amiez G and Gremaud P A
On a numerical approach to Stefan-like problems.
Numer. Math. **59**, 71-89 (1991).

[BAH 95] Bahrin I
Thermochemical Data of Pure Substances
3rd ed. in collaboration with G. Platzki, Vol. 1. Ag-Kr and vol. 2. La-Zr, VCH Weinheim, Federal Republic of Germany, New York, 1995.

[BAR 95] Baraboi A, Adam M and Leonte P
Modeling of the circuit breaking at the fuses working.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 143-149 September 1995.

[BAR 99] Baraboi A *et al.*
Modeling and simulation of the thermal stress at the electric fuses contacts.
Proc. 6th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Torino, Italy, 59-64 September 1999.

[BEA 95] Beaujean D A, Newberry P G and Jayne M G
Modelling fuse elements using a C.A.D software package.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 133-142 September 1995.

[BER 79] Berger A E, Brezis H and Rogers J C W
A numerical method for solving the problem $u_t - \Delta f(u) = 0$.
R.A.I.R.O. Numer. Anal. **13** No. 4, 297-312 (1979).

[BES 07] Bessei H
Power fuses, manual for users of low-voltage and high-voltage fuses.
NH-HH-Recycling e.V, September 2007.

[BOU 02] Bouilliez O and Perez Quesada J C
Conception et utilisation des fusibles limiteurs.
Cahier technique No. 128, Collection technique Schneider Electric (2002).

[BRE 05] Bretonnet J L
Conductivité électrique des métaux liquides.
Techniques de l'ingénieur MB2, 2005.

[BRO 01] Brown E G
Researches into the action of fusibles cutouts.
Transactions and Proceedings of the Royal Society of New Zealand, Vol. 123, No. 231, 1884.

[BUS 00] Bussière W
Mesure des grandeurs (T, N_e, P) *au sein d'un plasma d'arc des fusibles en moyenne tension.*
Thèse n° 1258, Université de Clermont-Ferrand II (2000).

[BUS 01] Bussière W
Influence of sand granulometry on electrical characteristics, temperature and electron density during high-voltage fuse arc.
J. Phys. D : Appl. Phys. **34**, 925-935 (2001).

[BUS 04] Bussière W, Duffour E, André P, Pellet R and Brunet L
Experimental assessment of temperature in plasma wall interaction - Application to PE and POM.
Eur. Phys. J. D. **28** 79-88 (2004).

[BUS 06] Bussière W et Latchimy T
Fonctionnement des fusibles MT. Etudes expérimentales et théoriques.
5e Journées du réseau Plasmas Froids, Bonascre, France, Septembre 2006.

[BUS 08] Bussière W *et al.*
Experimental study of HBC fuses working at short and medium pre-arcing times.
J. Phys. D : Appl. Phys. **41** 195-210 (2008).

[CAG 06] Cagran C, Wilthan B and Pottlacher G
Enthalpy, heat of fusion and specific electrical resistivity of pure silver, pure copper and the binary Ag-28Cu alloy.
Thermochimica Acta, **445** 104-110 (2006).

[CHE 95] Cheim L and Howe A F
Spectroscopic measurement of fuse arc temperature.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 251-258 September 1995.

[CIV 95] Cividjian G A, Cividjian A G and Cividjian N G
Mathematical modelling of thermal process in vacuum fuses.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 150-155 September 1995.

[CWI 95] Cwidak K and Lipski T
New results on the post-arc fulgurite resistance of H.B.C fuses.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 219-222 September 1995.

[DAA 83] Daalder J E and Schreurs E F
Arcing phenomena in high voltage fuses.
Eindhoven University Report EUT Report 83- E-137, Department of Electrical Engineering, 1983.

[EHR 95] Ehrhardt A, Rother W, Schumann K and Nutsch G
The dielectric reignition of electric fuses at small overcurrents.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 265-272 September 1995.

[FER 95] Fernández L *et al.*
A model for pre-arcing behaviour simulation of H.V. full-range fuse-links using the finite element method.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 162-168 September 1995.

[FER 74] Ferraz Shawmut Notice technique
Cartouches porte-fusibles à très haut pouvoir de coupure pour la protection des semi-conducteurs de puissance.
Notice technique t72 protistor. Technical report. (1974)

[FER 07] Ferraz Shawmut Catalogue technique
General Purpose IEC Fuses.
Ferraz Shawmut Fuses Catalog 2007.

[GAR 98] Garrido C and Cidras J
A method for predicting time-current characteristics of fuselinks.
Electric Machines and Power Systems **26** 685-698 (1998).

[GEL 03] Gelet J-L
Thermal fatigue damage of ultra-fast fuses.
Proc. 7th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Gdańsk, Poland, 126-131 September 2003.

[GIB 41] Gibson J W
The high-rupturing-capacity cartridge fuse, with special reference to short-circuit performance
IEE **88** 2-24 (1941).

[GEU 09] Geuzaine C and Remacle J-F
Gmsh : a three-dimensional finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities.
Int. Jour. Numerical Methods in Engineering, vol. 79, No. **11**, 1309-1331, 2009.

[HNA 99] Hnatiuc E, Burlica R and Hnatiuc B
New aspects on the multi-element fuse protection characteristic.
Proc. 6th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Torino, Italy, 43-47 September 1999.

[HOF 03] Hoffmann G and Kaltenborn U
Thermal modeling of High Voltage H.R.C. fuses and simulation of tripping Characteristic.
Proc. 7th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Gdańsk, Poland, 174-180 September 2003.

[CEI 282] IEC Publication 60282
Fusibles à haute tension.
Norme européenne Norme française, Mai 96.

[CEI 127] IEC Publication 60127-10
Coupe circuit miniature.
Norme européenne Norme française, 2001-11.

[CEI 269] IEC Publication 60269
Fusibles basse tension.
Norme européenne Norme française, 2006-11.

[JAK 95] Jakubiuk K and Cwidak K
An analytical model of post-arc fulgurite resistance of H.B.C fuses.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 223-228 September 1995.

[KAV 95] Kaviany M
Principles of heat tranfer in porous media.
Mechanical Engineering Series (1995) 2nd ed. Springer-Verlag New York, Inc.

[KAW 00] Kawase Y, Miyatake T and Ito S
Heat analysis of a fuse for semiconductor devices protection using 3-D Finite Element Method.
IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 36 No. **4**, July 2000.

[KNA 91] Knacke O, Kubaschewski O and Hesselmann K
Thermochemical properties of inorganic substances .
Springer **2** (1991) 2nd edn (New york).

[LEA 73] Leach J G, Newberry P G and Wright A
Analysis of high-rupturing-capacity fuselink prearcing phenomena by a finite differential method.
IEE Proceedings 120 **9** 987-993 (1973)

[MAO 09] Mao Z, Zou X, Wang X, Liu X and Jiang W
Circuit simulation of the behavior of exploding wires for nano-powder production.
Laser and Particle Beams **27** 49-55 (2009).

[MAS 03] Masserey A, Rappaz J, Rozsnyo and Touzani Rachid
Power formulation for the optimal control of an industrial induction heating process for thixoforming.
International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics **18**, 1-7, (2003).

[MAT 79] Matula R A
Electrical Resistivity of Copper, Gold, Palladium, and Silver.
JPCRD 8 **4**, 1147-1298, (1979).

[MEL 99] Melquiond S et Dides R
Modélisation des fusibles moyenne tension pour transformateurs de distribution.
Mat Post 99 : matériels de poste HT & MT, de leurs performances à la performance des réseaux, Lyon, France, Novembre 1999.

[MEM 08] Memiaghe S, Bussière W, Rochette D, Touzani R and André P
Pre-arcing times in HBC fuse for high fault currents. Comparison between simulation and experiment.
High Temperature Material Processes. **12** 345-364 (2008).

[MEM 10] Memiaghe S, Bussière W, Rochette D, Touzani R and André P
Simulations and measurements of the pre-arcing times in HBC fuses under typical electric faults.
High Temperature Material Processes. *accepté.*

[MEN 95] Meng X Z, Sloot J G J and Haas H U
Ageing mechanism of fuses for semiconductor protection.
Proc. 5th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Ilmenau, Germany, 180-187 September 1995.

[MER 07] MerLin Gerin Catalogue fusible
Appareillage moyenne tension Fusibles 3,6 à 36kV.
Catalogue (2007).

[MEY 06] Meyer G J
Zur Theorie der Abschmelzsicherungen.
Oldenburg (1906).

[MOR 71] Morgan V T
Rating of conductors for short-duration currents.
IEE **118** 555-570 (1971).

[MUR 05a] Mulertt C
Avantages des fusibles.
EduPack F299 Ferraz Shwamut, Mai 2005.

[MUR 05b] Mulertt C
Fusibles pour semi-conducteurs.
EduPack F105 Ferraz Shwamut, Janvier 2005.

[RAM 77] Ramanathan K G, Yen S H and Estalote E A
Total hemispherical emissivities of copper, aluminium, and silver.
Applied Optics, Vol. 16, No. 11, 2810-2817 November 1977.

[REI 93] Reineri C A, Gomez J C and Magnago F
Experimental determination of fuse filler thermal conductivity.
Proc. 7th Int. Conf. on Switching Arc Phenomena, Lodz, Poland, 220-223, September (1993).

[ROC 02] Rochette D
Modélisation de la décharge d'arc électrique dans un fusible moyenne tension.
Thèse n° 1400, Université de Clermont-Ferrand II (2002)

[ROC 04a] Rochette D and Clain S
Mathematical model and simulation of gas flow through a porous medium in High Breaking Capacity fuses.
Int. Jour. Heat Fluid Flow **25**, 115-126, (2004).

[ROC 04b] Rochette D, Bussière W and André P
Composition, enthalpy and vaporization temperature calculation of plasmas with air in the temperature range from 1000 K to 6000 K and for pressure included between 1 to 50 bars.
Plasmas Chemistry and Plasma Processing, Vol. 24, No. 3, 475-491, 2004.

[ROC 07] Rochette D, Touzani R and Bussière W
Numerical study of the short pre-arcing time in high breaking capacity fuses via an enthalpy formulation.
J. Phys. D : Appl. Phys. **40** 4544-4551 (2007).

[ROH 98] Rohsenow W M, Hartnett P J and Cho Y I
Handbook of heat transfer.
McGraw-Hill Handbooks, 3rd ed. New York 1998.

[ROU 05] Roueche E
Influence des paramètres de vibrations sur la rhéologie d'un milieu granulaire : application au remplissage des fusibles.
Thèse n° 378GP, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne (2005).

[SAF 05] Safa Y
Simulation numérique des phénomènes thermiques et magnétohydrodynamiques dans une cellule de Hall-Raoult.
Thèse n° 3185, Ecole Polytechnique Fédérale de Lauzanne (2005).

[SAQ 99] Saqib M A and Stokes A D
Characteristics of fuse arcing in different fillers.
Proc. 6th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Torino, Italy, 275-278 September 1999.

[SAS 92] Sasu M. and G. Oarga
Simulation of heat transfer phenomena in variable section fusible elements in non-adiabatic regime.
Archiv für Elektrotechnik **75** 425-431 (1992).

[SAS 95] Sasu M
Simulation of heat-transfer phenomena in electrical fuses by means of the digital computer.
ETEP vol. 5, No. **3** May/June 1995.

[TOU 70] Touloukian Y S, Powell R W and Ho C Y
Thermal conductivity - metallic elements and alloys, Vol. 1 of Thermophysical properties of Matter.
the TPRC Data Series, ed. IFI/Plenum New York Washington, 1970.

[TOU 07] Touzani R
Object Finite Element Library. Copyright ©1998 - 2007 Rachid Touzani.
http ://www.ofeli.net/index.html, 1998 - 2007.

[TSO 87] TSOTSAS E and Martin H
Thermal conductivity of packed beds : a review.
Chem. Eng. Process **22** 19-37 (1987).

[TUC 61] Tucker T J
Behavior of Exploding Gold wires.
J. Appl. Phys. **32** 1894-1900 (1961).

[WHE 76] Wheeler C B
Optimum conditions for testing electrical fuses. I. Maximization of prearcing energy.
J. Phys. D : Appl. Phys. **9** 1809-1816 (1976).

[WIL 75] Wilkins R and McEwan P M
A.C. short-circuit performance of notched fuse elements.
Proceedings of the IEE, Vol. 122, No. 3, 289-292, March 1975.

[WIL 99] Wilkins R and Cline H C
Assessment of complex loading cycles and estimation of fuse life.
Proc. 6th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications, Torino, Italy, 141-150 September 1999.

[WRI 76] Wright A and Beaumont K J
Analysis of high-breaking-capacity fuselink arcing phenomena.
Proceedings of the IEE, Vol. 123, No. 3, 252-258, March 1976.

[WRI 04] Wright A and Newberry P G
Electric fuses.
IEE Power & Energy Series **49** (2004) 3rd ed. (London : The institution of Electrical Engineers).

Annexes

Annexe A : Equations de Maxwell stationnaires

Annexe B : Propriétés thermodynamiques et coefficients de transport de l'argent

Annexe C : Calcul théorique du coefficient de Meyer

Annexe D : Caractéristiques physiques de l'argent et de la silice

Annexe E : Valorisation du travail de Thèse

A

Equations de Maxwell stationnaires

Cette annexe présente les équations de Maxwell utilisées pour la formulation du problème électrique. Dans ce travail, nous utilisons l'écriture en stationnaire. Considérons les équations de Maxwell suivantes :

Flux magnétique,

$$div \cdot \mathbf{B} = 0, \tag{A.1}$$

Maxwell-Faraday,

$$rot \times \mathbf{E} = \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \tag{A.2}$$

Maxwell-Gauss,

$$div \cdot \mathbf{E} = \frac{\rho_e}{\epsilon_0}, \tag{A.3}$$

Maxwell-Ampère,

$$rot \times \mathbf{B} = \mu_0 \left(\mathbf{J} + \epsilon_0 \frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t} \right), \tag{A.4}$$

où ρ_e, ϵ_0 et μ_0 représentent respectivement la charge électrique, la permittivité diélectrique du vide et la perméabilité magnétique du vide. $\mathbf{B}$, $\mathbf{E}$ et $\mathbf{J}$ correspondent respectivement à l'induction magnétique, au champ électrique et à la densité de courant.

La divergence de l'équation (A.4) donne :

$$div \cdot \mathbf{J} + \epsilon_0 div \cdot \left(\frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t} \right) = 0.$$

Intervertissons les dérivations par rapport au temps et par rapport à l'espace et utilisons

l'équation (A.3). Nous obtenons ainsi l'équation de conservation de la charge qui s'écrit :

$$div \cdot \mathbf{J} + \frac{\partial \rho_e}{\partial t} = 0.$$

En régime stationnaire la dérivée temporelle, s'annule ce qui permet d'écrire :

$$div \cdot \mathbf{J} = 0.$$

La loi d'Ohm s'écrit :

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E}. \tag{A.5}$$

L'équation (A.2) en stationnaire donne :

$$rot \times \mathbf{E} = \overrightarrow{0},$$

ce résultat implique que le champ électrique dérive d'un potentiel tel que :

$$\mathbf{E} = -\overrightarrow{grad}\ V. \tag{A.6}$$

L'équation de Laplace pour le potentiel électrique s'écrit alors :

$$div \cdot \mathbf{J} = -div \cdot (\sigma \overrightarrow{grad}\ V) = 0. \tag{A.7}$$

B

Propriétés thermodynamiques et coefficients de transport de l'argent

Cette annexe présente les coefficients utilisés pour le lissage des courbes des propriétés thermodynamiques et des coefficients de transports de l'argent obtenus à partir de données bibliographiques.

Les grandeurs sont évaluées pour chaque processus thermique en fonction des valeurs caractéristiques de l'enthalpie ou de la température et qui définissent l'état physique du fusible.

Processus thermiques	Domaine d'enthalpie ($J.kg^{-1}$)	Domaine de température (K)
échauffement du solide	$H \leq H1 = 244546,452$	$T < T_f$
fusion du solide	$H \leq H2 = 349858,832$	$T = T_f$
échauffement du liquide	$H \leq H3 = 721693,2$	$T_f < T < T_v$
vaporisation du liquide	$H \leq H4 = 2988318,06$	$T = T_v$

TAB. B.1 – *Processus thermiques et valeurs caractéristiques de l'enthalpie et de la température.*

B.1 Enthalpie

$$H = \begin{cases} 2,8529 \times 10^{-2} \cdot T^2 + 2,1775 \times 10^2 \cdot T - 6,7911 \times T^4 & T < T_f \\ \\ 3,104 \times 10^2 \cdot T - 3,351 \times T^4 & T_f \leq T < T_v \end{cases}$$

B.2 Température

$$T = \begin{cases} -1,74921 \cdot 10^{-9} \times H^2 + 4,25054 \cdot 10^{-3} \times H + 2,988 \cdot 10^2 & H0 < H \leq H1 \\ T_f & H1 < H \leq H2 \\ 3,221695 \cdot 10^{-3} \times H + 1,079578 \cdot 10^2 & H2 < H \leq H3 \\ T_v & H3 < H \leq H4 \end{cases}$$

B.3 Conductivité thermique

Les données sur la conductivité thermique de l'argent proviennent des tables de [TOU 70].

$$k = \begin{cases} 4,791601 \cdot 10^{-11} \times H^2 - 3,060009 \cdot 10^{-4} \times H + 4,2700111 \cdot 10^2 & H \leq H1 \\ -1,71022662293 \cdot 10^{-3} \times H + 773,28908 & H \leq H2 \\ 4,146547 \cdot 10^{-16} \times H^3 - 9,242012 \cdot 10^{-10} \times H^2 + 6,814109 \cdot 10^{-4} \times H + 3,169248 \cdot 10^1 & H \leq H3 \\ -8,73224385265 \cdot 10^{-5} \times H + 260,987220092 & H \leq H4 \end{cases}$$

B.4 Conductivité électrique

Les valeurs de conductivité thermique proviennent des tables de [MAT 79]. Les tables donnent des valeurs jusqu'à 1700 K, les valeurs au dessus de cette température ont ensuite été extrapolées.

$$\sigma = \begin{cases} 1,70536 \cdot 10^{-24} \times H^6 - 1,513982 \cdot 10^{-18} \times H^5 - 5,470759 \cdot 10^{-13} \times H^4 - 1,054497 \cdot 10^{-7} \times H^3 & \\ +1,223587 \cdot 10^{-2} \times H^2 - 9,652973 \cdot 10^{-2} \times H + 6,154675 \cdot 10^7 & H \leq H1 \\ -61,0073421567 \times H + 27131868.1704 & H \leq H2 \\ 5,955038 \cdot 10^{-29} \times H^6 - 2,260555 \cdot 10^{-22} \times H^5 + 3,668052 \cdot 10^{-16} \times H^4 - 3,314888 \cdot 10^{-10} \times H^3 & \\ +1,823718 \cdot 10^{-4} \times H^2 - 6,329021 \cdot 10^1 \times H + 1,53836 \cdot 10^7 & H \leq H3 \\ -1,65633251062 \times H + 4949648,35985 & H \leq H4 \end{cases}$$

C

Calcul théorique du coefficient de Meyer

Cette annexe traite d'une méthode de calcul théorique du coefficient de Meyer.
La passage du courant électrique dans un matériau conducteur chauffe le matériau par effet Joule. Les éléments fusibles étudiés ont une région centrale qui présente un rétrécissement de section beaucoup plus important que le reste de l'élément et donc une résistance plus grande. Ce rétrécissement de section provoque un échauffement important et la fusion puis la vaporisation de l'élément à cette endroit.
Durant le régime de préarc, les principales étapes successives conduisant à l'amorçage de l'arc électrique dans l'élément fusible sont les suivantes :

- échauffement de l'élément fusible jusqu'à sa température de fusion ;
- changement d'état solide-liquide à la température de fusion ;
- échauffement de l'élément fusible jusqu'à sa température de vaporisation ;
- changement d'état à la température de vaporisation.

C.1 Echauffement jusqu'à la température de fusion

Le coefficient K_1 associé à l'énergie thermique nécessaire pour élever la température du ruban de T_0 à sa température de fusion T_f pour un élément fusible en argent s'écrit :

■$\Delta E_{T_0,T_f} = \mu.c_s.V.\Delta T.$

$$K_1 = \frac{1}{s^2} \times \int_{t_0}^{t_f} i^2 dt = \int_{T_0}^{T_f} \frac{\mu}{\rho_s} \times c_s \; dT, \tag{C.1}$$

avec μ la masse volumique, c_s la capacité thermique massique, ρ_s la résistivité électrique

à l'état solide et dT la variation de température. Les expressions de c_s et ρ_s en fonction de la température sont données par :

$$c_s = a + bT,$$

$$\rho_s = \rho_0 \left(1 + \alpha(T - T_0)\right).$$

Ainsi,

$$\begin{aligned}
K_1 &= \frac{\mu}{\rho_0} \times \int_{T_0}^{T_f} \frac{a + bT}{1 + \alpha(T - T_0)}\, dT, \\
&= \frac{\mu}{\rho_0} \times \int_{T_0}^{T_f} \frac{a}{1 + \alpha(T - T_0)}\, dT + \frac{b\mu}{\rho_0} \times \int_{T_0}^{T_f} \frac{T}{1 + \alpha(T - T_0)}\, dT, \\
&= \frac{\mu}{\rho_0} \times \int_{T_0}^{T_f} \frac{a}{(1 - \alpha T_0) + \alpha T}\, dT + \frac{b\mu}{\rho_0} \times \int_{T_0}^{T_f} \frac{T}{(1 - \alpha T_0) + \alpha T}\, dT, \\
K_1 &= \underbrace{\mu \frac{a}{\alpha\rho_0} \times \left[\ln((1 - \alpha T_0) + \alpha T)\right]_{T_0}^{T_f}}_{I} + \underbrace{\frac{b\mu}{\alpha^2\rho_0} \times \left[(\alpha T_0 - 1)\ln((1 - \alpha T_0) + \alpha T) + \alpha T\right]_{T_0}^{T_f}}_{II}. \\
I &= \mu \frac{a}{\alpha\rho_0} \times \ln\left(\frac{(1 - \alpha T_0) + \alpha T_f}{(1 - \alpha T_0) + \alpha T_0}\right). \\
II &= \mu \frac{b}{\alpha^2\rho_0} \times \left[(\alpha T_0 - 1)\ln\left(1 + \alpha(T_f - T_0)\right) + \alpha T_f + \alpha T_0\right]. \\
K_1 &= I + II.
\end{aligned}$$

Application numérique

$\mu = 10490\ kg.m^{-3}$; $\rho_0 = 1,59 \times 10^{-8}\ \Omega.m$;

$a = 224,53\ J.kg^{-1}.K^{-1}$; $b = 25,41 \times 10^{-3}\ J.kg^{-1}.K^{-2}$;

$T_0 = 293\ K$; $T_f = 1235\ K$;

$\alpha = 0,0041\ K^{-1}$; $T_{ref} = 273,15\ K$;

$$I = 5,7139 \times 10^{16} A^2.s.m^{-4}.$$

$$II = 4,1691 \times 10^{15} A^2.s.m^{-4}.$$

$$K_1 = I + II,$$

$$K_1 = 6,1308 \times 10^{16} A^2.s.m^{-4}.$$

C.2 Changement d'état solide-liquide à la température de fusion

Durant la fusion de la section de conduction du fusible, l'expression du coefficient K_2 associé à l'énergie de fusion s'écrit :
■$\Delta E_{L_f} = \mu \times L_f \times V$.

$$K_2 = \frac{1}{s^2} \times \int_{t_f}^{t_{L_f}} i^2 dt = \frac{\mu \times L_f}{\rho_{eqf}}, \tag{C.2}$$

où L_f est la chaleur latente de fusion et ρ_{eqf} la résistivité équivalente durant la fusion. Durant la fusion le matériau passe de l'état solide à l'état liquide, pour tenir compte des états solide et liquide certains auteurs [MAO 09] [GIB 41], supposent que les phases solide et liquide sont parallèles et définissent une résistance pour chaque phase, ce qui se traduit par :

$$E_{Joule} = \int_{t_f}^{t_{L_f}} R_{eq} \times i^2(t) dt, \tag{C.3}$$

où R_{eq} est la résistance équivalente des deux phases. Pour des résistances en parallèle, la résistance équivalente s'écrit :

$$R_{eq} = \frac{R_1 \times R_2}{R_1 + R_2}. \tag{C.4}$$

En considérant que les phases occupent une moitié de la longueur totale et ont la même section, la résistance s'écrit alors :

$$R_1 = \frac{\rho_{f1} l/2}{s},$$
$$R_2 = \frac{\rho_{f2} l/2}{s}.$$

$$R_{eq} = \frac{\rho_{f1}\rho_{f2}}{2s(\rho_{f1} + \rho_{f2})} l = \rho_f \frac{l}{s}, \tag{C.5}$$

où ρ_{f1} et ρ_{f2} sont respectivement les résistivités au début et à la fin de la fusion.

Application numérique

$\mu = 10490\ kg.m^{-3}$; $L_f = 1,05 \times 10^5\ J.kg^{-1}$;

$\rho_{f1} = 8,6 \times 10^{-8}\ \Omega.m$; $\rho_{f2} = 15,9 \times 10^{-8}\ \Omega.m$;

d'où :

$$K_2 = 9,8674 \times 10^{15} A^2 s.m^{-4}.$$

C.3 Echauffement entre la fin de la fusion et le début de la vaporisation

Pour déterminer la constante K_3 relative à l'énergie mise en jeu pour le chauffage du liquide, nous utilisons un raisonnement identique à celui effectué dans le cas du chauffage du solide,

■$\Delta E_{T_f,T_v} = \mu.c_l.V.\Delta T$.

$$K_3 = \frac{1}{s^2} \times \int_{t_f}^{t_v} i^2 dt = \int_{T_f}^{T_v} \frac{\mu}{\rho_l} \times c_l\ dT. \tag{C.6}$$

La capacité thermique massique de l'argent c_l est constante durant la phase liquide et la résistivité électrique ρ_l en fonction de la température durant la phase liquide est donnée par :

$$\rho_l = \rho_1(1 + \beta(T - T_f)).$$

Ce qui donne,

$$\begin{aligned} K_3 &= \mu \frac{c_l}{\rho_1} \times \int_{T_f}^{T_v} \frac{1}{1 + \beta(T - T_f)}\ dT, \\ &= \mu \frac{c_l}{\beta \rho_1} \times \left[\ln((1 - \beta T_f) + \beta T\right]_{T_f}^{T_v}, \\ K_3 &= \mu \frac{c_l}{\beta \rho_1} \times \ln\left(\frac{1 - \beta T_f + \beta T_v}{1 - \beta T_f + \beta T_f}\right). \end{aligned}$$

Application numérique

$\mu = 10490\ kg.m^{-3}$; $c_l = 310\ J.kg^{-1}.K^{-1}$;

$\beta = 0,00071\ K^{-1}$; $\rho_1 = 15,9 \times 10^{-8}\ \Omega.m$;

$T_f = 1235\ K$; $T_v = 2433\ K$;

d'où,

$$K_3 = 1,7730 \times 10^{16} A^2 s.m^{-4}.$$

C.4 Changement d'état liquide-vapeur à la température de vaporisation

Durant la vaporisation de l'élément fusible au niveau de sa section de conduction, l'expression de coefficient de Meyer associé à l'énergie de vaporisation s'écrit :

■$\Delta E_{L_v} = \mu \times L_v \times V$.

$$K_4 = \frac{1}{s^2} \times \int_{t_v}^{t_{L_v}} i^2 dt = \frac{\mu \times L_v}{\rho_v}. \tag{C.7}$$

$$\rho_v = \frac{\rho_{v1}\rho_{v2}}{2 \times (\rho_{v1} + \rho_{v2})}, \tag{C.8}$$

où ρ_{v1} et ρ_{v2} sont respectivement les résistivités au début et à la fin de la vaporisation.

Application numérique

$\mu = 10490\ kg.m^{-3}$; $L_v = 2,45 \times 10^6\ J.kg^{-1}$;

$\rho_{v1} = 27 \times 10^{-8}\ \Omega.m$; $\rho_{v2} = 859 \times 10^{-8}\ \Omega.m$;

La valeur théorique du coefficient de Meyer obtenue pour la vaporisation du matériau est :

$$K_4 = 1,9635 \times 10^{17} A^2 s.m^{-4}.$$

Le coefficient de Meyer relatif aux différents processus thermiques qui composent le régime de préarc s'écrit :

$$K = K_1 + K_2 + K_3 + K_4,$$

d'où :

$$K = 28,5255 \times 10^{16} A^2 s.m^{-4}.$$

Les dimensions des éléments fusibles sont généralement données en millimètre, la valeur du coefficient de Meyer relative aux dimensions des éléments fusibles est :

$$K = 28,5255 \times 10^{4} A^2 s.mm^{-4}.$$

D

Constantes physiques de l'argent et de la silice

Cette annexe donne les valeurs des constantes physique, thermique et électrique de l'argent et de la silice. Les valeurs des constantes sont données à une température de référence T_{ref}.

D.1 Constantes physiques de l'argent

Masse volumique (μ)	$10490\ kg.m^{-3}$
Résistivité électrique (ρ_0)	$1,59 \times 10^{-8}\ \Omega.m$
Résistivité électrique (ρ_1) à T_f	$1,78 \times 10^{-7}\ \Omega.m$
Coefficient thermique de résistance solide (α)	$0,0041\ K^{-1}$
Coefficient thermique de résistance liquide (β)	$0,00071\ K^{-1}$
Coefficient (a)	$224,5 J.kg^{-1}K^{-1}$
Coefficient (b)	$25,41 \times 10^{-3}\ J.kg^{-1}K^{-2}$
Capacité thermique du liquide (c_l)	$310,4\ J.kg^{-1}K^{-1}$
Conductivité thermique (k)	$429\ W.m^{-1}.K^{-1}$
Conductivité électrique (σ)	$64,17 \times 10^{6}\ S.m^{-1}$
Température de fusion (T_f)	$1235\ K$
Chaleur latente de fusion ($\mathcal{L}_f$)	$1,05 \times 10^{5}\ J.kg^{-1}$
Température de vaporisation (T_v)	$2433\ K$
Chaleur latente de vaporisation ($\mathcal{L}_v$)	$2,43 \times 10^{6}\ J.kg^{-1}$

TAB. D.1 – *Constantes physique, thermique et électrique de l'argent Ag ($T_{ref} = 293$ K).*

D.2 Constantes physiques de la silice

Masse volumique	$\mu = 2650\ kg.m^{-3}$
Conductivité thermique	$k = 8\ W.m^{-1}.K^{-1}$
Conductivité électrique	$\sigma = 1,0 \times 10^{-5}\ S.m^{-1}$
Capacité thermique solide	$c = 746{,}16 J.kg^{-1}.K^{-1}$
Température de fusion	$T_f = 1996$ K
Température de vaporisation	$T_v = 3135$ K
Chaleur latente de fusion	$\mathcal{L}_f = 1,49 \times 10^7 J.kg^{-1}$

TAB. D.2 – *Constantes physique, thermique et électrique de la silice cristalline SiO_2 ($T_{ref} = 293$ K).*

E

Valorisation du travail de Thèse

Publications dans une revue internationale avec comité de lecture :

Memiaghe S, Bussière W, Rochette D, Touzani R and André P
Simulations and measurements of the pre-arcing times in HBC fuses under typical electric faults.
publication à paraître dans High Temperature Material Processes 2010.

Memiaghe S, Bussière W, Rochette D, Touzani R and André P 2008 :
Pre-arcing times in HBC fuses for high fault currents. Comparison between simulation and experiments.
J. High Temp. Mater. and Proc. **12** 345-364.

Publications dans des congrès internationaux avec comité de lecture :

Memiaghe S, Bussière W, Rochette D :
Numerical methods for pre-arcing times : Application in HBC fuses with heavy fault currents.
Proc. 8th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications (Clermont-Ferrand, France 10-12 September 2007) IEEE Catalog no 07EX1870, Sessions III pp 127-132.

Bussière W, Rochette D, **Memiaghe S**, Velleaud G, Latchimy T and André P :
Measurement of the prearcing times and the fulgurite length in HBC fuse in the case of tests performed with A.C. 100kVA station.
Proc. 8th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications (Clermont-Ferrand, France 10-12 September 2007) IEEE Catalog no 07EX1870, Sessions I pp 35-40.

André P, Aubreton J, Bussière W, Elchinger M.F, **Memiaghe S**, Rochette D :
Basic data : Composition, thermodynamic properties and transport coefficients applied to fuses.
Proc. 8th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications (Clermont-Ferrand, France 10-12 September 2007) IEEE Catalog no 07EX1870, Sessions III pp 95-100.

Bussière W, Rochette D, Andre P, Velleaud G, **Memiaghe S** :
Study of the SiO2 plasma radiation. application to the fuse arc plasma.
Proc. 8th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications (Clermont-Ferrand, France 10-12 September 2007) IEEE Catalog no 07EX1870, Sessions III pp 109-119.

Rochette D, Bussière W, Touzani R, **Memiaghe S**, Velleaud G and André P :
Modelling of the pre-arcing period in HBC fuses including solid-liquid-vapour phase changes of the fuse element.
Proc. 8th Int. Conf. on Electric Fuses and their Applications (Clermont-Ferrand, France 10-12 September 2007) IEEE Catalog no 07EX1870, Sessions III pp 88-93.

Publications dans des colloques, séminaires et autres congrès :

Memiaghe S, Touzani R, Rochette D, Bussière W, Velleaud G et André P :
Régime de préarc en forte surcharge dans les fusibles MT. Modélisation et comparaison expérimentale.
8ème Colloque sur les Arcs Electriques (Rouen, France 12-13 Mars 2007).

Memiaghe S, Rochette D, Bussière W, Touzani R et André P :
Modélisation du régime de préarc dans fusibles MT - étude du transfert thermique Ag-SiO_2.
9ème Colloque sur les Arcs Electriques (Sophia Antipolis, France 09-10 Mars 2009).

Bussière W, Latchimy T, C. Achard, G. Velleaud, Rochette D, André P et **Memiaghe S** :
Etude des fusibles Moyenne Tension au LAEPT.
7ème Journées du Réseau Plasmas Froids (Bonascre, 29 Septembre- 02 Octobre 2009)

MODELING OF THE PRE-ARCING REGIME IN FUSES

MEMIAGHE Steeve Alain
Clermont-FD 2010

The pre-arcing regime is the first of the two working stages which characterize the fuse operation. It commences when a fault current occurs and then it causes the melting and the vaporization of the fuselink. The pre-arcing regime ends when the fuse splits partly and when appears an electric arc.

This work deals with the modeling and the numerical simulation of the physical phenomena observed during pre-arcing regime.

We propose in this study an electro-thermal model coupling electrical and thermal aspects of physics observed. The heat transfer equation used an enthalpy formulation to describe phase transitions in the fuse element where a Laplace equation for the scalar potential and the Ohm law permit to obtain the current density and the Joule effect. For space discretization we use a finite element method where a Chernoff scheme is used for time discretization. The advantage of this model is to take into account the dependence of the transport coefficients with temperature.

First results led in the case of a single 2D fuse wire show that pre-arcing time depends closely to the circuit parameters and to the geometrical form of the reduced sections of the fuse element. Industrialists used a well-known empirical coefficient which permit the calculation of the pre-arcing time when the fuse is submitted to high fault currents. To take into account the heat losses to the surrounding of the fuse, we use in the one hand a 3D model of the fuse element where heat losses are taken as boundary conditions and in the other hand we modeled the porous media by a homogeneization technic.

Main differences were observed between the pre-arcing times give by simulations and those give by experiments. Further works should be necessary in order to study the influence an electromechanical force which probably causes the splitting of the fuse element.

KeyWords

fuses - fault current - prearcing time - electro-thermal modeling - finite elements - numerical simulation - Meyer coefficient - porous media

MODELING OF THE PRE-ARCING REGIME IN FUSES

MEMIAGHE Steeve Alain Thèse de Doctorat d'Université Clermont-FD 2010

Le passage d'un courant électrique anormalement élevé dans un circuit électrique induit l'échauffement, la fusion, la vaporisation et l'amorçage d'un arc électrique au sein du fusible assurant la protection du circuit. Ces différents processus définissent un des deux régimes de fonctionnement du fusible : le *régime de préarc*.

Le travail présenté a trait à la modélisation et à la simulation numérique des phénomènes physiques qui régissent le régime de préarc dans les fusibles soumis à un défaut électrique.

Un modèle *électro-thermique* couplant les aspects électrique et thermique des phénomènes observés est proposé pour décrire l'évolution des grandeurs physiques durant le régime de préarc. Le problème thermique est formulé en enthalpie pour décrire les différents états physiques (solide, liquide, vapeur) du fusible et le problème électrique permet de décrire les grandeurs électriques et le terme source qui est l'effet Joule. Ce modèle prend en compte la dépendance des coefficients de transport avec la température. La géométrie du fusible est un ruban métallique en argent. La distribution spatiale des grandeurs est obtenue en résolvant le problème couplé par la méthode des éléments finis et l'évolution temporelle des grandeurs est obtenue par un schéma de Chernoff.

Les résultats obtenus pour un modèle 2D montrent que la durée du préarc est influencé par les paramètres électriques du circuit et par la forme géométrique des sections réduites de la lame. Lorsque le fusible est soumis aux forts courants de défaut les échanges thermiques dans la lame deviennent négligeables, le régime de préarc est dit *adiabatique*, le temps de préarc peut alors être obtenu à partir d'un coefficient empirique utilisé par les industriels le *coefficient de Meyer*.

La modélisation tridimensionnelle a permis la validation des résultats obtenus avec la lame d'argent en 2D et la modélisation des échanges thermiques entre la lame et le milieu poreux. Ces échanges thermiques (conduction et rayonnement) sont mis en évidence sous forme de conditions aux limites d'une part et d'autre part par une méthode d'*homogénéisation* des grandeurs caractéristiques du milieu poreux basé sur une valeur typique de la porosité.

Les différences observées entre les temps de préarc de la simulation et de l'expérience laissent supposer l'influence d'une action d'origine électromécanique qui survient après la fusion fusible.

Mots clés

fusibles - courant de défaut - temps de préarc - modélisation électro-thermique - - simulation numérique - coefficient de Meyer - milieu poreux - éléments finis