



HAL
open science

Etude des forces à l'origine du déplacement d'un arc électrique dans un disjoncteur basse-tension

Jean Quéméneur

► **To cite this version:**

Jean Quéméneur. Etude des forces à l'origine du déplacement d'un arc électrique dans un disjoncteur basse-tension. Plasmas. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2016. Français. NNT : 2016TOU30040 . tel-01489236

HAL Id: tel-01489236

<https://theses.hal.science/tel-01489236>

Submitted on 14 Mar 2017

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.



Université
de Toulouse

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Université Toulouse 3 Paul Sabatier (UT3 Paul Sabatier)

Présentée et soutenue par :

Jean Quéméneur

Le jeudi 14 avril 2016

Titre :

Etude des forces à l'origine du déplacement
d'un arc électrique dans un disjoncteur basse-tension

ED GEET : Ingénierie des PLASMAS

Unité de recherche :

LAPLACE - UMR5213

Directeur(s) de Thèse :

Pierre Fretton, Maître de Conférences (HDR), Université Toulouse III
Mathieu Masquère, Maître de Conférences, Université Toulouse III

Rapporteurs :

Laurent Fulcheri, Maître de Recherche, Mines ParisTech
Charles De Izarra, Professeur, INSA Centre Val de Loire

Autre(s) membre(s) du jury :

Pierre Bidan, Professeur, Université Toulouse III
Vincent Rat, Chargé de Recherche (HDR), University of Limoges
Patrice Joyeux, Docteur-Ingénieur, Hager Group
Jean-Jacques Gonzalez, Directeur de Recherche, Université Toulouse III

Remerciements

Cette thèse a été effectuée au sein du groupe Arc Electrique et Procédés Plasmas Thermiques (AEPPT) du Laboratoire Plasma et Conversion d'Energie (Laplace) de Toulouse dans le cadre d'un partenariat industriel avec le groupe Hager. Tout travail scientifique constitue un travail collectif et, au terme du voyage, il faut savoir faire part de sa reconnaissance envers ceux qui nous ont permis d'avancer.

Je voudrais en premier lieu remercier Pierre BIDAN qui m'a fait l'honneur de présider mon jury de thèse avec implication mais aussi de suivre mon parcours universitaire du Master au Doctorat. Qu'il trouve ici l'expression de ma sympathie.

J'aimerais également témoigner toute ma gratitude à Laurent FULCHERI et Charles DE IZARRA pour avoir accepté de rapporter ce travail et pour leurs questions et suggestions très intéressantes.

Merci à Vincent RAT pour avoir examiné mon manuscrit de thèse. J'ai été heureux de pouvoir lui présenter mes travaux lors de la soutenance après l'occasion ratée lors du congrès FSO.

J'aimerais exprimer ma profonde reconnaissance envers Patrice JOYEUX du groupe Hager sans qui cette thèse n'aurait pas eu lieu. Je le remercie de m'avoir fait confiance, de m'avoir transmis son enthousiasme et ses connaissances sur le disjoncteur basse-tension ainsi que de s'être battu pour faire avancer ce projet de thèse.

J'ai eu la chance de bénéficier au cours de cette thèse d'un bon soutien matériel ainsi que d'un encadrement très présent et de qualité.

Plus particulièrement, je dois remercier Jean-Jacques GONZALEZ pour avoir assumé le management de ce partenariat entre Hager et le Laplace ainsi que pour ses idées qui ont fait avancer ce projet de thèse.

Merci également à Pierre FRETON pour son aide essentielle sur la partie modélisation de ce travail mais aussi pour son imperturbable sens de l'humour.

J'exprime aussi toute ma gratitude et ma sympathie envers Mathieu MASQUERE pour sa gentillesse, sa patience et son soutien. Sans son aide déterminante nous n'aurions pas pu obtenir tous ces résultats expérimentaux.

Le concours des services communs du Laplace s'est également révélé inestimable pour la mise en place de l'expérience. Je remercie tout particulièrement Jacques SALON et Nordine OUAHHABI du service électronique pour leur contribution à l'instrumentation, leurs conseils et leur aide lorsqu'il m'a fallu "mettre les mains dans le cambouis".

Merci aussi à Pierre FORT, technicien CNRS de l'équipe AEPPT, et Gilles BRILLAT des services communs de l'université pour leur coup de main à la réalisation mécanique de l'expérience.

Je voudrais aussi remercier les enseignants qui, au cours de ma scolarité ont su m'inspirer et me transmettre l'envie d'apprendre, notamment messieurs GACQUERES, HAMON, CAMBRONNE et BRIGNON.

Cette thèse n'aurait pas été possible également sans le soutien des amis et je tiens ici à exprimer toute ma gratitude avec mention spéciale à mes compagnons de galère les docteurs BENMOUFFOK et STADLER, merci de vous être occupés de moi.

Salut également aux autres Laplaciens: Gaétan, co-directeur du comité de défense des musiques extrêmes; maestro Thibaut; Zoé et Maeva, bon courage à vous deux; Dr Mémette le scandinave; Cyril depuis le M1; Nicoletta Surfin Bird; Gabriel, Xavier, Loïc et Sarah. Hommage aux disparus: Karina, Raja, Tommy, Christopher, Estelle, le Mouge, Marc, Romain, Dannel, Djamel, Pascal, Julien, Song. Je vous souhaite le meilleur pour l'avenir.

Je veux aussi témoigner toute ma reconnaissance aux gens que j'ai croisé sur le site d'Hager à Obernai et qui m'ont réservé un accueil chaleureux et ont montré beaucoup d'intérêt pour mes travaux notamment messieurs BOURNARIE et DUVERNELLE ainsi que Thierry, Gautier et Nicolas.

Je remercie ma famille de m'avoir toujours soutenu et d'avoir fait de moi celui que je suis aujourd'hui. Enfin un grand merci pour tous mes amis de Toulouse, de Nantes et d'ailleurs qui m'ont accompagné pendant ces trois ans d'aventure humaine.

Sommaire

Chapitre 1 : Introduction

I) Introduction générale.....	11
II) Pourquoi couper le courant ?	12
III) Comment couper le courant ?	13
III.A) Limitation de courant.....	15
III.B) Recouvrement diélectrique.....	17
IV) Les différents appareils de coupure	18
IV.A) Le DBT classique à air	18
IV.B) Le fusible	18
IV.C) Le disjoncteur à gaz	19
IV.D) Disjoncteur à huile.....	19
IV.E) Disjoncteur à vide.....	20
IV.F) Le disjoncteur à écran	21
IV.G) La coupure sans arc	22
IV.G.1) Les varistances	22
IV.G.2) Le Disjoncteur Statique.....	23
IV.G.3) Le disjoncteur à contact liquide.....	23
IV.G.4) La limitation sur ligne supraconductrice	24
V) Le Disjoncteur Basse-Tension	25
V.A) La recherche pour le DBT	27
V.B) Amorçage de l'arc	28
V.C) Commutation / Stagnation.....	29
V.D Déplacement	32
V.D.1) Forces magnétiques	32
V.D.2) Forces hydrodynamiques.....	36
V.D.3) Pieds d'arc.....	38
V.D.4) Moyens de diagnostic du mouvement de l'arc.....	44
V.E) Ablation / érosion	45
V.F) Extinction / splitters.....	45
V.G) Restrike.....	46
V.H) Vieillessement.....	47
VI) Conclusion sur l'introduction : Objectifs.....	48

Chapitre 2 : Mise en place de l'expérience

I. Alimentation	52
I.A) L'onde	52
I.B) La commande	55
I.C) La charge	56
II. Maquette	57
III. Système d'ouverture	59
III.A) Moteur	60
III.B) Solénoïde	60
III.C) Ressort	60
III.D) Percussion	61
III.E) Notre solution	62
III.E.1) Vitesses d'ouvertures.....	62
III.E.2) Répétabilité	63
IV. Chaîne d'acquisition	66
IV.A) Mesures électriques	66
IV.B) Mesure de pression	67
IV.B.1) Capteurs Measurement Specialties XPM4.....	68
IV.B.2) Capteurs Keller M5HB	71
IV.C) Imagerie rapide	74
IV.D) Interface	75
V. Logiciels de post-traitement	76
V.A) Courant / tension / pression	76
V.B) Traitement d'images	78

Chapitre 3 : Mise en place du modèle

I. Modèle	82
I.A) Bases du modèle	82
I.A.1) Modèle fluide	82
I.A.2) Données de bases	85
I.A.3) Méthode de résolution	86
I.A.4) Critère de convergence	87
I.A.5) Récapitulatif des hypothèses de bases	88
I.B) Calcul du champ magnétique	88
I.C) Traitement du déplacement	89
I.C.1) Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC).....	89
I.C.2) Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM)	90

I.C.3) Condition limite en courant pour la cathode.....	92
II. Maillage	96
II.A) Maillage pour un arc entre deux rails	96
II.B) Maillage des rails	98
II.C) Maillage mobile	98
II.D) Maillage de la géométrie expérimentale	101
II.E) Maillage du disjoncteur industriel	103
III. Cas tests	104
III.A) Cas test RR: déplacement de l'arc.....	105
III.A.1) Conditions limites et initiales.....	105
III.A.2) Comportement du modèle.....	106
III.A.3) Influence du niveau de courant sur le déplacement.....	110
III.A.4) Influence des échappements de gaz sur le déplacement.....	112
III.A.5) Influence de la nature du gaz sur le déplacement	114
III.B) Cas test CTO: commutation de l'arc	116
III.B.1) Conditions limites et initiales.....	116
III.B.2) La commutation en images	116
III.B.3) La commutation sur les courbes de courant.....	118

Chapitre 4 : Résultats

I Géométrie simplifiée	122
I.A) Rappel de la configuration.....	122
I.A.1) Conditions pour la simulation.....	123
I.B) Influence des échappements de gaz	125
I.B.1) Etude expérimentale de la commutation	125
I.B.2) Comparaison de la commutation expérimentale et théorique.....	129
I.B.3) Etude du déplacement par imagerie rapide	131
I.B.4) Comparaison des déplacements expérimentaux et théoriques	133
I.B.5) Mesures de pression.....	135
I.B.6) Comparaison des pressions expérimentales et théoriques	136
I.C) Influence du volume amont.....	139
II Géométrie industrielle	141
II.A) Impact de la modification pour l'imagerie et du sens du courant	141
II.B) Modification du gaz plasmagène.....	143
II.C) Impact du nombre de tir / vieillissement	145
II.D) Simulation dans une géométrie industrielle.....	146
II.D.1) Analyse de la coupure simulée.....	147
II.D.2) Caractéristique électrique simulée	150
Conclusions et perspectives.....	153

Références bibliographiques: **159**

Chapitre 1 : Introduction

I) Introduction générale

Le sujet de cette thèse porte sur l'étude du comportement de l'arc électrique au sein du Disjoncteur Basse-Tension (DBT), et notamment de son déplacement à l'intérieur de la chambre de coupure. Les travaux présentés dans ce manuscrit constituent le point de départ d'une collaboration entre le groupe Hager (site d'Obernai) et le groupe de recherche Arc Electrique et Procédé Plasma Thermique (AEPPT) du Laboratoire PLAsma et Conversion d'Energie (LAPLACE) de Toulouse. La problématique est abordée d'un point de vue expérimental par la mise en place d'outils de diagnostics et d'un dispositif de test ainsi que d'un point de vue théorique avec le développement d'un modèle fluide permettant la simulation de l'arc électrique. Parmi les différentes gammes de DBT notre étude se focalise sur le Miniature Circuit Breaker (MCB) qui est le système rencontré habituellement dans le domaine domestique, chez les particuliers.

Le développement de ce système fait apparaître de nombreux verrous technologiques comme le non-départ d'arc. Aussi nous essayerons de comprendre les phénomènes responsables de ce comportement nocifs au bon fonctionnement du MCB et de mettre en place un modèle prédictif permettant aux industriels d'améliorer la géométrie de leurs disjoncteurs afin d'améliorer le déplacement de l'arc.

Dans ce premier chapitre, nous aborderons la problématique générale de la coupure de courant avec une présentation des différentes techniques pour ensuite décrire plus en détail le DBT avec notamment un recensement des différents travaux scientifiques menés sur ce système.

Ensuite, au second chapitre, la réalisation du dispositif expérimental qui se compose d'une alimentation électrique capable de générer une impulsion de courant semblable à un court-circuit; d'une maquette reproduisant de façon simplifiée la chambre de coupure du DBT; d'un système permettant l'ouverture du contact à l'instant et à la vitesse souhaités; ainsi que de l'instrumentation de l'expérience comprenant la commande et les outils de diagnostic.

Le chapitre 3 abordera le développement des outils théoriques avec tout d'abord le maillage des domaines de calcul en 3D plus ou moins complexes selon l'application (cas test, géométrie expérimental ou configuration industrielle). Ensuite seront exposés les principes de bases de la modélisation fluide d'un arc électrique par la méthode des volumes finis (FVM), puis les développements spécifiques à notre étude avec la présentation de différents cas tests.

Les résultats seront discutés au chapitre 4 en mettant en regard les expériences menées avec les travaux théoriques; d'abord dans la configuration simplifiée semblable à la maquette puis avec des géométries de disjoncteurs industriels.

II) Pourquoi couper le courant ?

L'électricité est une source d'énergie très intéressante notamment pour sa facilité de transport et la diversité des utilisations possibles. Malheureusement elle représente aussi un danger de par sa capacité à délivrer très rapidement des quantités d'énergie importante.

Ainsi, un courant élevé dans un conducteur produit de la chaleur par effet Joule. Cette chaleur peut détériorer les appareils sensibles, endommager l'isolation des câbles et conduire à un incendie. D'autre part, si deux conducteurs proches sont parcourus par un courant, l'induction magnétique entraîne une répulsion des câbles si les courants vont dans un sens opposé ou une attraction s'ils vont dans le même sens. Cette force, dite force de Lorentz, peut amener des chocs mécaniques dommageables ou des ouvertures de contact électrique non voulues. Le champ magnétique à l'origine de ces forces constitue aussi un danger pour les systèmes électroniques [Sch98]. Enfin, en cas de rupture de circuit ou de défaut d'isolation, un arc électrique peut apparaître: il s'agit du passage d'un courant supérieur à l'Ampère à travers l'air ou tout autre milieu gazeux. L'air n'étant pas conducteur à température ambiante, les températures au cœur de l'arc peuvent dépasser la dizaine de milliers de degrés entraînant un rayonnement intense ainsi que la vaporisation des matériaux solides à proximité et, une fois de plus, conduire à l'incendie.

Outre les dégâts matériels, ces dysfonctionnements et l'existence d'un arc électrique peuvent avoir aussi des conséquences néfastes sur les personnes. Le passage du courant dans le corps humain entraîne successivement une sensation de douleur, des contractions musculaires, des risques de brûlure, une paralysie respiratoire, la fibrillation ventriculaire jusqu'à l'arrêt cardiaque lorsque l'on augmente le courant. Les personnes sont aussi soumises aux effets indirects d'un défaut électrique (incendies, flash lumineux, chocs mécaniques, projection de matière en fusion, dégagement de vapeurs toxiques, ...). En 2011, seuls 0,91% des accidents du travail étaient d'origine électrique mais le taux de mortalités pour ces accidents est dix fois supérieur [Dia13]. Il faut également noter qu'environ un tiers des incendies domestiques sont d'origine électrique [Gre03]. Il est donc important de protéger les réseaux électriques en mettant en place des dispositifs capables de couper le courant rapidement si un problème est détecté.

Cependant, la plupart du temps, les défauts électriques peuvent s'avérer bénins. Il importe alors d'isoler la partie défectueuse du réseau tout en continuant d'approvisionner en énergie le reste de l'installation, c'est ce qu'on appelle la continuité de service. Les différents appareils de coupures doivent assurer la sélectivité [Ser93], c'est à dire ne couper le courant que pour le circuit où se situe le défaut. Sur la **Figure 1.1**, la branche D_2 est défectueuse mais D_3 et D_4 fonctionnent correctement. Un fort courant témoignant du défaut circule dans les appareils de coupure D_1 et D_2 , D_2 doit

ouvrir le circuit tandis que D_1 doit rester fermé pour continuer à alimenter les circuits protégés par D_3 et D_4 . Pour cela D_2 doit être plus sensible et plus réactif que D_1 .

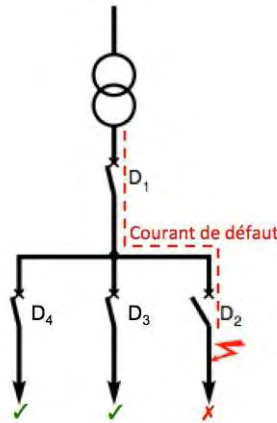


Figure 1.1 : Schéma de distribution électrique avec apparition d'un défaut électrique

Pour protéger les biens et les personnes il faut donc mettre en place des appareils de protection réactifs et dimensionnés correctement. Toutefois, développer de tels produits demande un savoir-faire industriel et la coupure du courant nécessite de mettre en place des techniques plus ou moins sophistiquées.

III) Comment couper le courant ?

Le passage d'un courant dans un conducteur magnétise le milieu alentour. Cet effet inductif est d'autant plus important avec l'augmentation de la longueur de câble. Un exemple de schéma du réseau est proposé sur la **Figure 1.2**. Le réseau peut être modélisé par une source de tension idéale avec une inductance L_{eq} et une résistance R_{eq} en série pour représenter l'effet de la longueur de câble. On distribue ensuite la puissance pour l'utilisation en protégeant la ligne par un appareil de coupure dont la nature peut être diverse comme nous le verrons dans la **partie IV** de ce chapitre. Cet appareil est nécessaire pour mettre fin au défaut électrique qui apparait au niveau de la charge et la court-circuite.

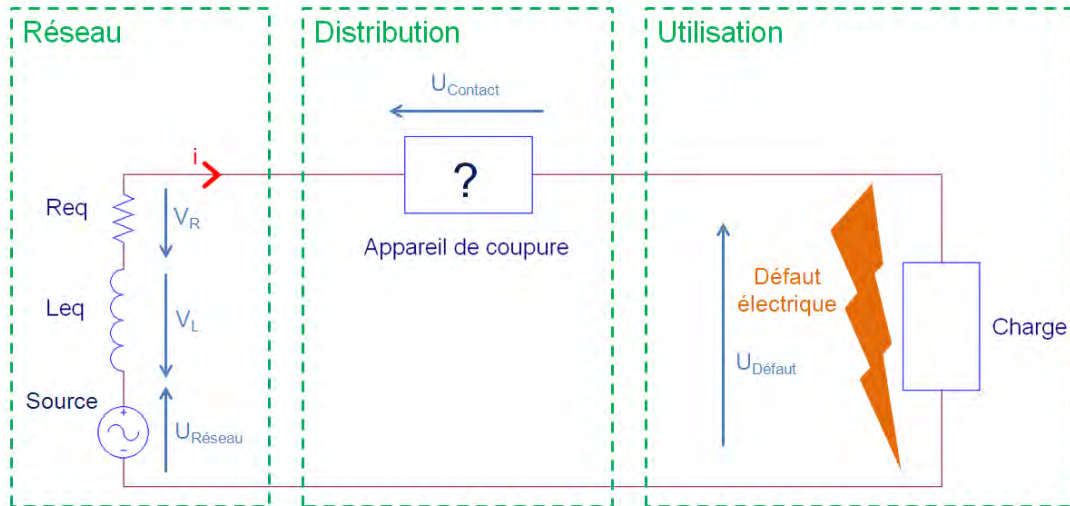


Figure 1.2 : Schéma simplifié de distribution électrique avec apparition d'un défaut électrique entre la phase et le neutre qui vient court-circuiter la charge.

Du fait de la nature inductive des réseaux électriques, le passage d'un courant entraîne l'accumulation d'une énergie par l'inductance équivalente du circuit. L'énergie E emmagasinée par l'inductance est donnée par :

$$E = \frac{1}{2} L_{eq} i^2 \quad (1.1)$$

Avec E l'énergie en Joule; L l'inductance équivalente des câbles du réseau électrique en Henry ; et i l'intensité parcourant celle-ci en Ampère.

Du fait de la loi de conservation d'énergie, on ne peut donc pas interrompre le courant instantanément. L'énergie accumulée par la magnétisation du milieu doit être transférée. La variation du courant dans une inductance entraîne alors l'apparition d'une tension V_L telle que :

$$V_L = L_{eq} \frac{di}{dt} \quad (1.2)$$

Avec V_L la tension en Volt ; et t le temps en seconde.

Cette tension, multipliée par le courant, fournit la puissance $P(t)$ qui doit être intégrée sur un certain temps pour démagnétiser le circuit.

$$\int V_L(t) i(t) dt = \int P(t) dt = E \quad (1.3)$$

On peut déduire des relations précédentes que plus l'inductance est élevée et surtout plus le courant est fort, plus l'énergie à dissiper sera importante. On note également, que plus la variation de l'intensité du courant est brusque, plus l'élévation de tension sera grande. Cette forte tension peut entraîner un claquage diélectrique, c'est-à-dire rendre conducteur un milieu habituellement isolant ce qui peut dans certains cas endommager l'installation.

Pour ces raisons, il est nécessaire de mettre en œuvre un appareil de coupure (voir **Figure 1.2**) permettant de couper le courant de défaut en dissipant son énergie de façon contrôlée afin de limiter les dégâts pour le réseau électrique ainsi que les risques pour les biens et personnes. Pour atteindre cet objectif, deux méthodes sont principalement employées : la limitation de courant ou le recouvrement diélectrique.

III.A) Limitation de courant

La technique la plus répandue en basse-tension pour ouvrir un circuit est la limitation de courant: on s'oppose à la montée du niveau d'intensité. La variation du courant est donnée par l'équation (1.2) qui donne l'équation (1.4) en utilisant la loi de mailles (voir **Figure 1.2**).

$$V_L = U_{\text{Réseau}} - R_{\text{eq}} \times i - U_{\text{Contact}} - U_{\text{Défaut}} = L_{\text{eq}} \frac{di}{dt} \quad (1.4)$$

Il faut obtenir une tension V_L négative pour faire chuter le courant. $U_{\text{réseau}}$ est la tension délivrée à la ligne défectueuse mais aussi à d'autres lignes qui doivent rester en fonctionnement pour assurer la continuité de service, on ne peut donc pas agir sur $U_{\text{réseau}}$. La chute de tension due à la résistivité des câbles ne peut pas être utilisée (sauf exception voir paragraphe **IV.G.4**). En effet, elle est fixée par la section, la longueur et le matériau des conducteurs et choisie pour être la plus petite possible afin de réduire les pertes en fonctionnement normal. La tension $U_{\text{défaut}}$ au niveau du problème dans le circuit n'est par essence pas contrôlable. La défaillance en question peut être une surcharge ou un défaut d'isolation, auquel cas la tension $U_{\text{défaut}}$ sera du même ordre de grandeur que la tension en fonctionnement normal, ou un court-circuit dont l'impédance est variable mais en général très petite, auquel cas $U_{\text{défaut}}$ sera faible.

C'est donc sur la tension U_{contact} aux bornes de l'appareil de coupure (voir **Figure 1.2**) que l'on agit. Elle doit devenir supérieure à la tension du réseau pour s'assurer d'avoir une tension négative aux bornes de l'inductance équivalente de la ligne. La puissance dans le système de coupure est alors plus grande que la puissance fournie par le réseau ce qui permet d'évacuer très rapidement l'énergie emmagasinée par l'inductance équivalente en la dissipant dans l'appareil de coupure.

L'élévation de la tension U_{contact} est donc reportée sur l'inductance équivalente du réseau et, suivant l'équation (1.4), plus cette tension est forte, plus le courant chutera rapidement. On force ainsi l'intensité à s'annuler plus tôt. S'il n'y a plus de courant, il n'y a plus d'énergie dans l'inductance : on peut ouvrir le circuit. Il faut néanmoins faire attention à ne pas trop élever la tension car cela pourrait endommager certains composants du système (électronique, décharge partielle dans les câbles, ...).

La **Figure 1.3** résume le déroulement typique d'une limitation de courant : avant le temps t_1 , le contact électrique est encore fermé, soit que le système ne se soit pas encore déclenché, soit que le courant ne soit pas suffisant pour annoncer un défaut électrique. De t_1 à t_2 , il y a apparition d'une tension de contact, l'appareil se prépare à la limitation. De t_2 à t_3 , U_{contact} a dépassé la tension du réseau, le courant chute, c'est le mode limiteur. Après t_3 , il n'y a plus de courant, le circuit est ouvert et la tension du réseau se retrouve aux bornes de l'appareil de coupure.

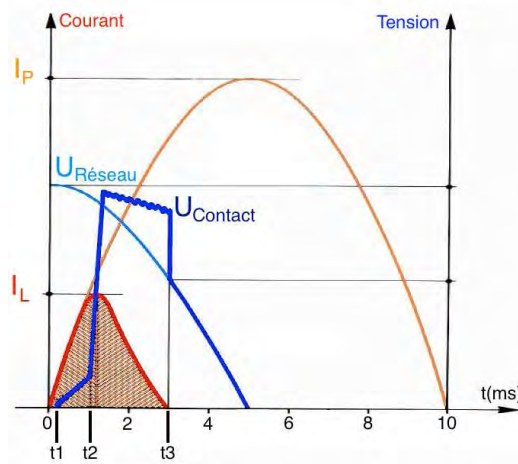


Figure 1.3 : La limitation de courant: en orange le courant présumé sans limitation; en rouge le courant effectif de défaut; en bleu clair la tension du réseau; en bleu foncé la tension aux bornes de l'appareil de coupure.

L'avantage de cette méthode si elle est appliquée rapidement est qu'elle empêche le courant de défaut de devenir trop important et d'atteindre sa valeur dite présumée ou prospective (repérée I_p sur la **Figure 1.3**), c'est à dire le courant qui serait atteint en l'absence d'appareil de coupure. Ce courant prospectif peut atteindre des valeurs supérieures au kilo-ampère, très dommageables pour les circuits électriques.

Egalement, en annulant le courant le plus tôt possible, la durée du défaut est réduite ce qui diminue encore l'énergie à dissiper. En réduisant le courant maximal du défaut et sa durée on réduit fortement la contrainte thermique ct imposée à l'appareil donnée en A^2s par l'équation:

$$ct = \int i^2(t) dt \quad (1.5)$$

Il ne faut pas néanmoins chercher à faire chuter le courant trop vite en générant une tension U_{contact} trop importante car cette tension en se répercutant dans le circuit électrique pourrait amener l'endommagement d'appareils sensibles (électronique, ...) ou de l'isolations des câbles par claquage diélectrique. De plus, pour la distribution d'énergie en Haute-Tension, il serait nécessaire pour utiliser la technique de limitation de courant de faire appel à des tensions U_{contact} très élevées ce qui pose le problème de l'isolation. Il faut donc faire appel à la technique complémentaire du recouvrement diélectrique.

III.B) Recouvrement diélectrique

Dans cette autre méthode, le courant n'est pas forcé à s'annuler par l'appareil de coupure. Il est question ici d'attendre le passage par zéro naturel du courant alternatif. A ce moment précis, il n'y a plus d'énergie à dissiper dans l'inductance équivalente du réseau et il faut alors garantir le caractère isolant de l'appareil de coupure. Le milieu qui conduisait le courant doit devenir diélectrique.

Devoir attendre le passage par zéro naturel du courant pose plusieurs problèmes:

- L'absence de limitation du courant permet l'établissement d'un courant de défaut très important pendant un temps prolongé. Le dispositif de coupure et le réseau doivent être à même de supporter cette forte contrainte thermique (**équation 1.5**). De fait, cette solution technique est plus adaptée pour des réseaux délivrant en fonctionnement nominal un courant élevé;

- Dans la mesure où cette technique permet au défaut de perdurer sur une demi-période, si un appareil de coupure plus réactif est situé en amont, il risque de se déclencher au détriment de la continuité de service et sans assurer la sélectivité. C'est pourquoi la coupure par recouvrement diélectrique est utilisée en amont des réseaux de distribution électrique;

- Pour une distribution en courant continu, il n'y a pas de passage par zéro du courant. Il devient nécessaire de faire onduler le courant par l'utilisation d'éléments capacitifs et inductifs afin de recréer un courant alternatif et de couper le courant par recouvrement diélectrique. Cette technique est utilisée pour les grandes lignes de transport d'électricité en haute-tension et courant continu [Fra11], pour les applications à basse ou moyenne tension, on préférera avoir recours à une limitation de courant.

En conséquence, cette méthode de coupure est surtout utilisée en haute tension où il est difficilement concevable d'avoir recours à la limitation de courant car l'augmentation de tension brusque requise entrainerait des ruptures diélectriques pouvant passer à l'arc et détruire les isolants.

Il est néanmoins à noter que les systèmes limiteurs doivent aussi assurer le caractère isolant du circuit après avoir annulé le courant.

IV) Les différents appareils de coupure

Il existe de nombreux appareils permettant la coupure de courant qui utilisent la limitation de courant et / ou le recouvrement diélectrique.

IV.A) Le DBT classique à air

Le Disjoncteur Basse-Tension (DBT) est un appareil incontournable de la protection des réseaux électrique que l'on retrouve dans toutes les installations domestiques récentes. Il permet la détection et la coupure rapide d'un défaut électrique par la méthode de la limitation de courant.

Lorsque un court-circuit est détecté, le mécanisme du disjoncteur ouvre le contact amorçant un arc électrique. Cet arc est ensuite déplacé sous l'effet du champ magnétique induit par la circulation du courant vers une série de plaques métalliques parallèles appelées splitters ou déions. En s'insérant dans ces plaques, l'arc est découpé en plusieurs arcs ce qui multiplie le nombre de gaines anodiques et cathodiques et entraîne l'augmentation de tension nécessaire à la limitation de courant.

Cet appareil étant au cœur du sujet de cette thèse, nous reviendrons plus en détail sur son fonctionnement dans la **partie V** de ce chapitre.

IV.B) Le fusible

L'ouverture du circuit en cas de défaut peut se faire par la destruction d'une pièce permettant le passage du courant que l'on appelle fusible. Cette solution est utilisée pour tous les domaines de tension. Le fusible est parfois utilisé dans les installations domestiques en lieu et place du DBT. Pour autant il n'assure pas la même fonction : il ne coupe le circuit que lorsqu'il est traversé par un trop fort courant (surcharge ou court-circuit indifféremment) et cette ouverture n'est pas commandable. Il ne peut donc pas assurer la protection des personnes.

Concernant son fonctionnement, le fusible est un système de coupure sûr et très simple : il s'agit d'un fil conducteur assez fin dont les propriétés thermiques sont bien connues. Si un courant supérieur à son calibre le traverse, il s'échauffe, fond, se vaporise et rompt ainsi le circuit. Il est généralement encapsulé dans un milieu destiné à absorber

l'énergie de l'arc et à garantir l'isolation électrique quand le fil a fondu (silice, vide, ...). Le fusible est donc à usage unique, il doit être remplacé à chaque coupure.

IV.C) Le disjoncteur à gaz

Ces disjoncteurs représentent la solution de coupure la plus utilisée en HT. La coupure est ici effectuée par recouvrement des propriétés diélectriques du milieu inter-électrodes au moment du passage par zéro du courant.

Le principe de fonctionnement consiste à amorcer un arc électrique par ouverture du contact et à le souffler avec un gaz (air, SF₆, ...) à haute pression qui va refroidir et étirer la colonne d'arc. Les pressions importantes mises en jeu (plusieurs dizaines de bars [Ran12]) permettent aussi d'obtenir la rigidité diélectrique élevée nécessaire pour isoler des lignes HT. On utilise en général un gaz électronégatif (SF₆) afin de capturer les électrons libres dans le plasma ce qui diminue la conductivité électrique. Quand le courant s'annule, l'énergie de l'inductance a été dissipée et le milieu a recouvré sa rigidité diélectrique, le circuit est donc ouvert et isolé du réseau.

Le gaz le plus utilisé pour ce type de disjoncteur est le SF₆ mais de nombreuses études sont menées pour lui trouver un gaz de substitution [Cre11] car c'est un gaz à effet de serre avec un pouvoir de réchauffement global 22900 fois supérieur au CO₂, bien que les disjoncteurs à gaz soient scellés et qu'il n'y ai pas d'émission à l'extérieur du dispositif en fonctionnement normal. La gageure consiste à trouver un gaz aussi efficace, moins nocif et aussi stable. En effet, quand l'arc dissocie la molécule de SF₆, les produits de décomposition reforment la même molécule quand la température redescend et il n'y a donc pas d'altération du milieu de coupure.

IV.D) Disjoncteur à huile

L'huile a longtemps été utilisée en électrotechnique pour ses propriétés de fluide isolant. Elle peut également servir de milieu pour la coupure en adoptant une technique semblable à celle du disjoncteur à gaz (voir paragraphe IV.C). Le contact est plongé dans un bain d'huile isolante. A la détection du défaut, le contact s'ouvre et initie un arc électrique qui vaporise une partie de l'huile en la décomposant majoritairement en hydrogène. Une bulle se forme avec une pression dynamique pouvant atteindre 50 à 100 bars. Au passage par zéro du courant, l'effondrement de la bulle permet de souffler l'arc et de le refroidir. De plus, l'hydrogène constitue un milieu favorable à l'extinction de l'arc du fait de ses propriétés thermiques et sa capacité à déioniser le plasma.

Cependant, cet hydrogène crée un risque de combustion ou d'explosion. De plus la transformation de l'huile n'est pas réversible: le milieu s'altère au fil des coupures et doit être vidangé régulièrement ce qui représente un coût en maintenance important. Pour ces raisons, les solutions de coupure dans le vide où le SF₆ lui sont aujourd'hui préférées et le disjoncteur à huile autrefois majoritaire pour la coupure HT et MT est devenu rare sur le marché [The98].

IV.E) Disjoncteur à vide

Les bonnes propriétés diélectriques du vide en font un milieu intéressant pour la coupure ou l'isolation. En effet, lorsque l'on diminue la pression en dessous du minimum de Paschen (voir **Figure 1.4**) la tension de claquage du gaz augmente fortement garantissant le caractère isolant du milieu. Ceci s'explique par l'absence de porteurs de charge disponibles pour la conduction et le manque de collisions requises pour l'avalanche électronique nécessaire à l'auto-entretien de la décharge.

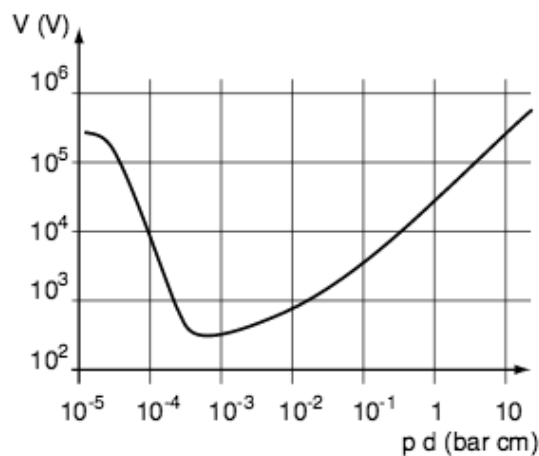


Figure 1.4 : Courbe de Paschen : tension de claquage de l'air en fonction du produit de la pression du gaz par la distance inter-électrode. [Pic00]

Les premiers instants de la coupure dans le vide sont les mêmes que dans le cas d'une coupure classique : un défaut est détecté, les contacts s'ouvrent amorçant un arc électrique qui est ici composé des matériaux ablatés aux parois. Au contraire du disjoncteur basse-tension classique, il n'y a pas dans le disjoncteur à vide de limitation de courant et l'extinction se fait donc au passage par zéro naturel du courant.

La coupure dans le vide est efficace car le recouvrement diélectrique est très rapide : les porteurs de charge font peu de collisions et sont très rapidement capturés aux électrodes. Le plasma étant peu dense, il contient peu de particules chargées permettant la conduction et se refroidit très vite quand la densité de courant s'annule au passage par zéro du courant.

L'endurance est un avantage de cette solution technique grâce à la faible érosion des contacts due à la faible densité d'énergie de l'arc diffus dans le vide. La durée de vie du système est encore améliorée en faisant se déplacer l'arc à la surface des électrodes. Les amenées de courant sont pensées de manière à générer un champ magnétique induisant le déplacement de l'arc. Pour ce faire, différentes configurations sont possibles

dont deux sont présentées sur la **Figure 1.5**. Les pieds d'arcs ne stagnent pas au même endroit ce qui limite l'échauffement de l'électrode et son érosion.

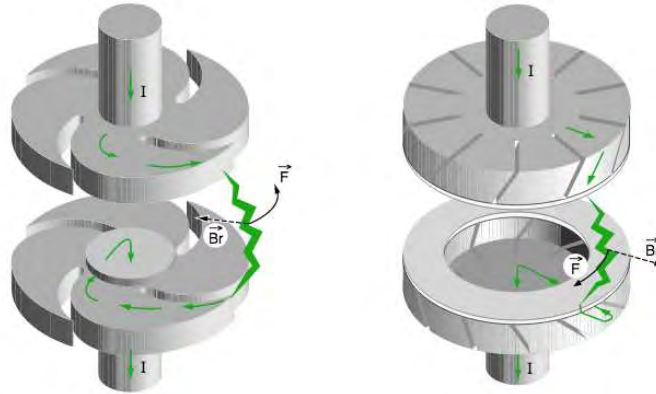


Figure 1.5 : Deux exemples de configuration amenant l'arc à se déplacer à la surface de l'électrode. [Pic00]

Dans le domaine des basses-tensions, les disjoncteurs à vide sont plus chers et moins adaptés que les disjoncteurs à air pour les petits calibres. L'absence de limitation du courant pose notamment un problème de sélectivité. Néanmoins, ils sont utilisés pour des calibres supérieurs à 800A pour leur très bonne endurance et leur caractère scellé (pas de projection, de contamination).

La courbe de Paschen (**Figure 1.4**) montre un palier de la tension de claquage à gauche. Par conséquent, un éloignement supérieur des contacts ou un vide plus poussé ne permettent pas d'augmenter davantage la rigidité diélectrique. De fait la tenue en tension des ampoules à vide dépasse difficilement les 100kV tandis que les disjoncteurs à SF6 peuvent supporter jusqu'à 420kV. De plus, un électron accéléré par une haute-tension et ne faisant pas de collision atteindra une énergie très élevée susceptible d'émettre un rayonnement X dangereux pour les opérateurs du système.

En conséquence, les disjoncteurs à vide sont principalement utilisés dans le domaine des moyennes tensions (de 1 à 52kV) [Pic00].

IV.F) Le disjoncteur à écran

Une autre technique [Bel86, Lin92] consiste à couper l'arc littéralement en intercalant entre les deux contacts électriques une plaque de matière isolante de type céramique ou plusieurs plaques métalliques réfractaires [San67]. Plus précisément, cette plaque pousse l'arc et le force à emprunter un chemin plus long dans une fente qui limite sa section. Ce dispositif est schématisé sur la **Figure 1.6**. En fonctionnement dit « normal » un courant circule entre les contacts (3) et (4). Pour réaliser la coupure une

pièce s'intercale entre les deux pièces amenant à la création d'un arc électrique. La pièce (7) continuant d'avancer, l'arc est étiré jusque dans la fente (10).

La loi d'Ohm nous donne :

$$U = Ri = \frac{iL}{\sigma S} \quad (1.6)$$

Avec U la tension d'arc en volt, R sa résistance équivalente en ohm, i le courant en ampère, L la longueur d'arc en mètre, σ sa conductivité électrique en siemens par mètre et S sa section en mètres carrés.

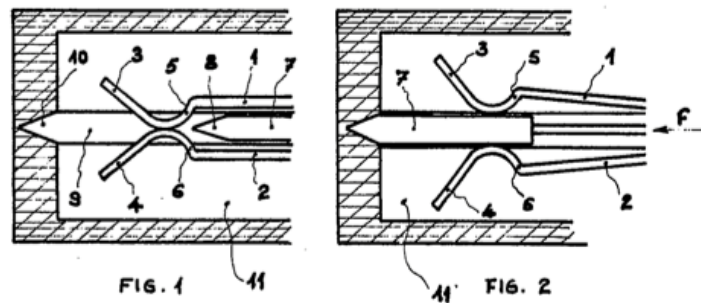


Figure 1.6 : Principe du disjoncteur à écran : l'écran 7 sépare les contacts 3 et 4 et amène l'arc dans la fente 10. [San68]

La longueur L augmente et la section S est diminuée conduisant à une augmentation de la tension permettant alors la limitation de courant. Cette méthode a l'avantage de garantir une grande rigidité diélectrique et d'être indépendante des matériaux des contacts ce qui réduit le nombre de paramètres influant la conception du système. Pour autant, malgré de nombreux brevets entre 1960 et 1992, cette solution de coupure est absente du paysage industriel.

IV.G) La coupure sans arc

IV.G.1) Les varistances

Les varistances sont des résistances variables. Elles peuvent être utilisées pour limiter le courant si elles présentent une impédance faible quand l'intensité est à un niveau normal et une forte résistance lors des surcharges. La solution la plus simple est d'utiliser une thermistance à Coefficient de Température Positif (CTP) : si le courant augmente, la température monte du fait de l'effet Joule. La résistance CTP s'accroît avec la température et limite le courant [Che01].

Ce système est compact et fait intervenir peu de pièces. Il faut cependant trouver un matériau présentant une résistivité adéquate et qui supporte la contrainte thermique. Cette solution ne permet pas d'ouvrir mécaniquement le circuit et doit donc

être associée à un autre appareil pour remplacer un disjoncteur [Str99]. Une telle technique permet la coupure par limitation en BT [Che01] ou en MT [Str99].

IV.G.2) Le Disjoncteur Statique

Le progrès dans le domaine des semi-conducteurs haute puissance permet aujourd'hui de mettre en œuvre des composants actifs tel que des Thyristors, MOSfet ou IGBT afin de couper le courant dans un réseau électrique.

L'avantage de cette solution est sa rapidité d'action. La mesure du courant de défaut est faite par une électronique qui commande aussitôt l'état bloqué du semi-conducteur. Dans le MCB, la détection électromécanique du défaut et la transmission mécanique de l'ouverture amène un délai qui augmente le temps avant le début de la coupure de l'arc. Par conséquent, ce temps passe de quelques centaines de μs à quelques μs pour un Disjoncteur Statique [Hol02, Mey04]. Comme le courant prend un certain temps pour monter à l'apparition du défaut, par l'effet cette fois favorable de l'inductance équivalente de la ligne, la coupure se fait à plus faible courant.

Si la contrainte en courant est diminuée par le changement d'échelle de temps pour le déclenchement, il faut cependant garantir la limitation de courant qui n'existe pas dans les semi-conducteurs. Ceci peut être corrigé en ajoutant une varistance en parallèle [Mey04]. Différentes associations séries/parallèles peuvent être envisagées pour améliorer les performances [Mey04, Mey06]. Pour un composant reprenant le principe du transistor bipolaire (comme l'IGBT) le courant est aussi limité par le courant de base (saturation).

Cette méthode est pour l'instant développée pour de fortes puissances. Pour les courants inférieurs à la centaine d'ampères cette technologie est trop onéreuse et/ou les pertes en conduction sont trop importantes. Cela amène un problème de sélectivité : si le disjoncteur principal est plus rapide que les disjoncteurs secondaires, il coupera le courant dans l'installation complète, ce qui n'est pas souhaité. Et s'il faut rajouter un délai sur le disjoncteur principal, l'avantage de la méthode est perdu.

En outre, comme il n'y a pas d'ouverture mécanique du circuit il est difficile de garantir l'isolation électrique ce qui pose un problème en matière de normes. Par conséquent cette technologie n'est pas encore répandue.

IV.G.3) Le disjoncteur à contact liquide

Une étude émanant de l'entreprise ABB [Nia04] propose un nouveau concept de disjoncteur limiteur de courant sans arc. Ce dispositif est schématisé sur la **Figure 1.7**. Il s'approche du disjoncteur classique mais le contact mobile est ici remplacé par une goutte de galinstan (**Figure 1.7 a**)), un alliage de gallium, indium et étain, liquide à température et pression ambiante présentant une résistivité de $28.10^{-8} \Omega\text{m}$. Les rails sont constitués d'un matériau ayant une conductivité faible.

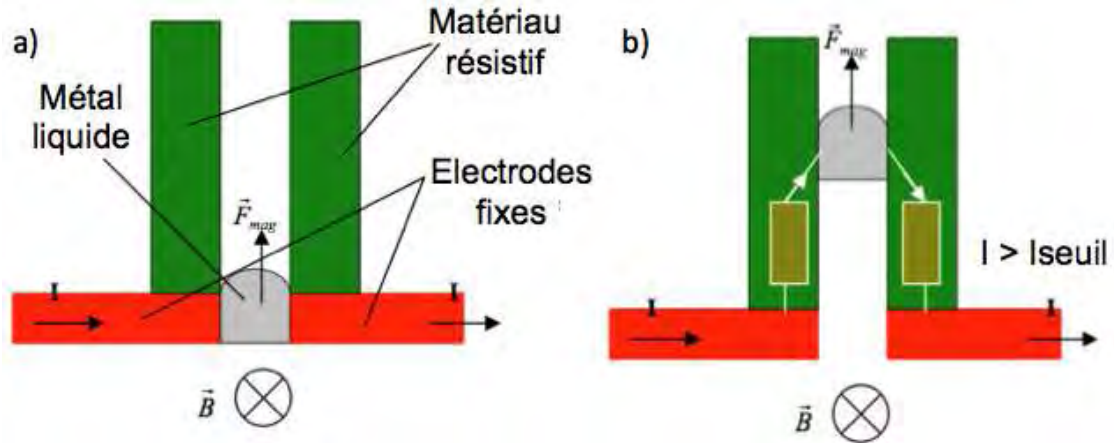


Figure 1.7 : Principe du disjoncteur à métal liquide : -a) Position fermée
-b) la force de Laplace amène la bulle entre des rails résistifs. [Nia04]

Lorsque le courant devient trop important, les forces de Lorentz déplacent la bulle vers le fond de la chambre (**Figure 1.7 b**)). Le courant doit alors traverser les rails dont la résistance génère une différence de potentiel qui induit une limitation du courant.

L'avantage de ce système est la possibilité de miniaturisation extrême qu'il permet. Comme pour le disjoncteur statique, il n'y a pas de pièce mécanique ni de phénomène d'arc, ce qui réduit le bruit et l'usure. En revanche, si ce système limite le courant, il ne permet pas l'ouverture du circuit et ne peut donc pas remplacer seul un DBT.

IV.G.4) La limitation sur ligne supraconductrice

La distribution d'énergie par des lignes supraconductrices n'est pas une idée nouvelle. L'avantage de ce mode de transport est de faire disparaître les pertes résistives et donc d'augmenter le rendement de la ligne mais aussi de réduire la taille des câbles. Malheureusement, sa mise en œuvre est chère et compliquée car pour obtenir l'état supraconducteur le matériau du câble doit être refroidi en dessous d'une température critique (92K pour l'alliage $YBa_2Cu_3O_7$). Il existe aussi une densité de courant critique au dessus de laquelle le matériau perd sa propriété de supraconductivité pour devenir résistif [Dew01]. Par conséquent si le courant dans un câble supraconducteur dépasse une certaine intensité, il y aura passage de l'état supraconducteur à l'état résistif. Ce changement est brusque et entraîne naturellement la limitation de courant [Noe07].

V) Le Disjoncteur Basse-Tension

Nous allons à présent nous intéresser au Disjoncteur Basse-Tension (DBT) qui utilise comme méthode de coupure de courant la limitation par accroissement de la tension. Le DBT est un appareil de protection des réseaux électriques pour des gammes de tensions inférieures au kilovolt. On le caractérise par :

- sa tension de service dans la gamme des basses-tensions;
- son intensité nominale (**In**), c'est-à-dire le courant maximal traversant le disjoncteur en fonctionnement normal. Si le courant dans l'appareil est supérieur au courant nominal, il y a un défaut électrique et il faut couper le courant ;
- son pouvoir de coupure (**PdC**), c'est-à-dire le courant maximal que l'appareil peut couper. Il doit être supérieur au courant de défaut maximal prospectif donné par la puissance du réseau et l'impédance des câbles.

On retrouve communément plusieurs gammes de DBT :

- le Miniature Circuit Breaker (**MCB**) avec un **In** allant de 5 jusqu'à 125A et un **PdC** allant jusqu'à 25kA. On les retrouve dans les installations domestiques et les tableaux de distribution pour les bureaux lorsque le courant de défaut est réduit (voir **Figure 9**);
- le Moulded Case Circuit Breaker (**MCCB**) avec un **In** allant de 15 jusqu'à 1600A et un **PdC** allant jusqu'à 100kA. On les utilise comme disjoncteurs principaux pour la distribution dans le tertiaire, ou comme protection quand le courant de défaut peut atteindre des valeurs conséquentes ;
- le Air Circuit Breaker (**ACB**) avec un **In** allant jusqu'à 6300A et un **PdC** allant jusqu'à 150 kA. On les retrouve dans les Tableaux Généraux Basse-Tension des grandes installations tertiaires et les usines.

La **Figure 1.8** donne deux vues d'un **MCB**. Le côté gauche de la **Figure 1.8** est une vue du disjoncteur tel que l'on peut le trouver, le côté droit représente une vue du disjoncteur ouvert avec différents éléments qui sont repérés.

Si un **DBT** se déclenche, l'utilisateur peut le réarmer pour rétablir le courant. Le disjoncteur est donc prévu pour couper le courant de nombreuses fois. Il peut être déclenché de différentes façons :

- par l'action d'un utilisateur, afin de mettre hors-tension l'installation en vue de travaux. Cette action de l'utilisateur est réalisée à partir du levier représenté sur la **Figure 1.8** (élément (1)) ;
- par l'action d'un autre appareil de coupure avec lequel il est synchronisé. C'est notamment le cas des systèmes différentiels qui détectent un courant de fuite (signalant un défaut d'isolation ou l'électrification d'une personne) et déclenchent les disjoncteurs auxquels ils sont associés ;
- par la détection d'un court circuit. Est considérée comme court-circuit l'apparition d'un courant très supérieur au courant nominal (2,4 à 14 fois I_n selon l'appareil). Ce fort courant en passant dans un solénoïde déclenche un mécanisme qui ouvre les contacts électriques. Ce déclenchement automatique est réalisé par le sous-ensemble magnétique composé du solénoïde et du noyau ferromagnétique qui lui est associé (**Figure 1.8** éléments (7)). Sous l'effet du courant circulant dans le solénoïde, le noyau va se déplacer vers le centre du solénoïde afin de maximiser le flux magnétique. Ce mouvement permet de venir percuter le porte-contact et de déclencher le mécanisme d'ouverture en lui communiquant une énergie mécanique importante. C'est pour ce type de défauts que se feront les travaux présentés dans cette thèse;
- par la détection d'une surcharge, c'est-à-dire le passage d'un courant légèrement supérieur à I_n . Cette intensité provoque l'échauffement et la dilatation d'un matériau (bilame) qui vient déclencher le mécanisme d'ouverture (**Figure 1.8** éléments (5)). La constante de temps de cet organe de détection permet de ne pas disjoncter pour les appels de courant bref (démarrage de moteur, charge de condensateurs, etc...).

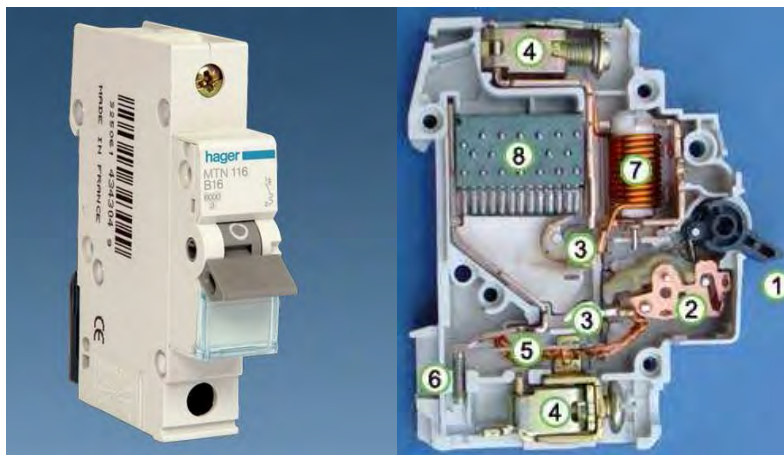


Figure 1.8 : -à gauche : exemple de MCB; -à droite : coupe du MCB avec pièces :
1: levier d'armement; 2: porte-contact; 3: contacts; 4: bornes; 5: bilame du déclenchement thermique;
6: réglage du déclenchement thermique; 7: déclenchement magnétique; 8: splitters ou déions.

En conséquence, un DBT avec un dispositif différentiel d'une sensibilité inférieure à 30mA permet la protection contre :

- le courant de fuite constituant un danger pour les personnes et animaux ;
- le court-circuit dont la grande intensité peut détruire les appareils et initier des incendies ;
- les surcharges qui amènent un échauffement du réseau, accélèrent son vieillissement et peuvent causer des incendies.

Au fil du siècle dernier, les DBT se sont imposés comme éléments incontournables de la protection des réseaux basse-tension. Toutefois, leur fonctionnement hautement multi-physique fait appel à des champs de compétences scientifiques très variés. En particulier, la compréhension du processus d'extinction de l'arc électrique nécessite des connaissances en physique des plasmas thermiques, des plasmas hors-équilibre et des gaines, en magnétohydrodynamique ou en chimie. C'est pourquoi les industriels doivent souvent travailler de paire avec les laboratoires afin de s'approcher d'une meilleure maîtrise de la coupure.

V.A) La recherche pour le DBT

On retrouve dans la littérature scientifique de nombreuses publications sur les DBT. Certains laboratoires ont particulièrement travaillé sur le sujet, notamment l'Electrical and Mechanical Department de l'université de Southampton au Royaume-Uni [McB94-McB11, Pec01-Pec03, Swi98, Swi05, Wea04], le State Key Lab of Electrical Insulation and Power Equipment de l'université de Xi'an en Chine [Li05, Li07, Ma08a, Ma08b, Ron10, Wu05, Wu07b, Yan06-Yan13], l'Institut für Hochspannungstechnik und Elektrische Energieanlagen de l'université de Braunschweig en Allemagne [Kar98, Lin73-Lin06, Mut10] et l'Institute of Switching Devices and High Voltage Technology de l'université de Vienne en Autriche [Ber02, Gau96-Gau98, Het98, Kub08, Rie90, Rie92, Zel01, Zel10]. On peut trouver dans la littérature trois études bibliographiques faisant la synthèse de la recherche actuelle sur les DBT [McB01a, Fre09, Yan13]. Des travaux dans d'autres domaines mettant en jeu des phénomènes similaires sont également à prendre en compte [Mur09, Eki07, Uts69, Ran12].

Il existe un grand nombre d'études expérimentales couvrant l'ensemble des thématiques liées au DBT. La commutation, le déplacement, l'extinction et le ré-allumage ont été étudiés selon de nombreux paramètres. Des lois empiriques sont parfois utilisées pour définir des macros modèles donnant par exemple l'érosion en fonction de l'énergie injectée ou la vitesse de l'arc selon le courant. En revanche, les études mettant en œuvre des modèles fluides intégrant les équations de la MHD et une description fine du plasma sont plus rares et doivent toujours faire appels à des hypothèses simplificatrices pour

réduire le temps de calcul qui peut être rédhibitoire. Il s'agit pourtant d'une étape clef pour le développement d'un modèle prédictif non-empirique.

Voyons à présent comment sont traitées les différentes phases de la vie de l'arc dans les travaux de la communauté scientifique.

V.B) Amorçage de l'arc

Les contacts électriques des DBT sont généralement des pastilles en cuivre ou en argent qui permettent une résistance minimum du système à l'état passant. Ce sont également des métaux assez maléables: ils s'écrasent quand le disjoncteur est fermé ce qui augmente la surface de contact et diminue encore la résistance (voir **Figure 1.9 image 1**). Les appareils de coupures garantissent une force de serrage permettant cette qualité de contact et empêchant aussi les phénomènes de répulsion de striction dus au passage d'un fort courant [Sch98]. Cette répulsion amène une ouverture discrète du circuit, de petits arcs et une usure inutile des contacts pouvant dans le pire des cas conduire à leur soudure.

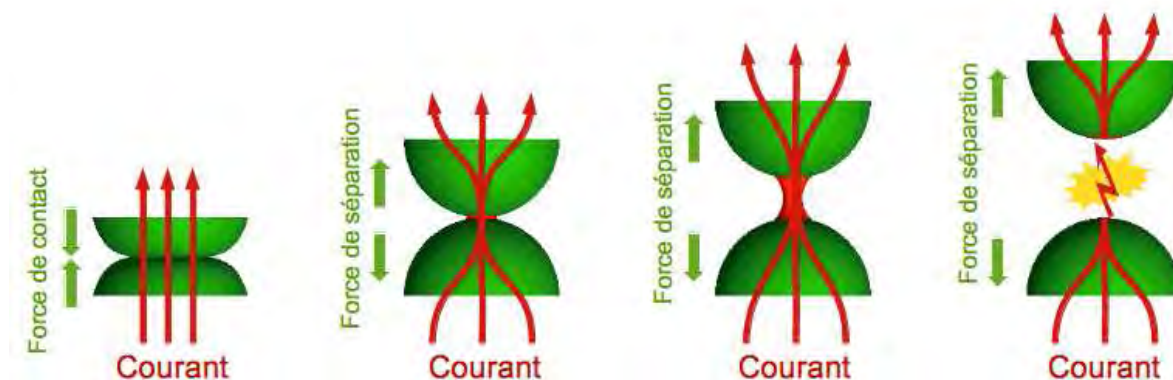


Figure 1.9 : Mécanisme d'allumage d'un arc par séparation de contacts.

A la détection du défaut électrique, le mécanisme se déclenche et transfère une quantité de mouvement suffisante pour écarter les contacts à une certaine vitesse. Nous verrons que cette vitesse est un des paramètres clefs de l'efficacité du système (**voir V.C**). Le déroulement de cette ouverture est illustré sur la **Figure 1.9**. La force de contact disparaît et la surface traversée par le courant se réduit (voir **Figure 1.9 image 2**). La densité de courant grimpe et entraîne la fusion du métal par effet Joule.

Les deux contacts s'écartant, il se forme entre eux une bulle de métal en fusion qui tient par capillarité et permet encore le passage du courant (voir **Figure 1.9 image 3**). On l'appelle le pont fondu, il apparaît systématiquement lors de l'ouverture de contact dans les réseaux électriques [Mor00, Vac00]. Le volume de métal fondu dépend

de la vitesse d'ouverture, de l'intensité et du matériau de contact [Uts69]. On distingue le pont fondu statique pour lequel la vitesse de séparation est suffisamment faible pour que le volume de la bulle atteigne une position d'équilibre et où l'effet Joule est compensé par la diffusion thermique, du pont dynamique où les contacts s'écartent trop rapidement pour que le volume de matière fondue se stabilise.

Le pont fondu entraîne un transfert de matière entre les électrodes. Si la coupure est brève, on assiste généralement à un gain de matière sur la cathode par le dépôt de cations métalliques issus de l'anode. Mais si le phénomène se prolonge, cette tendance peut disparaître [Sla08]. Dans une optique d'optimisation de la durée de vie du système, on cherche à limiter ces transferts de matière [Swi99]. Le niveau de courant, la vitesse d'ouverture et le matériau de contact utilisé sont des paramètres prépondérants pour telle étude.

Le métal liquide étant étiré entre les contacts, la résistance du pont fondu augmente. La température et la tension augmentent jusqu'à l'ébullition du métal. On distingue trois phases pour le pont fondu : un délai avant la fusion des contacts, l'étirement d'un pont fondu stable, l'apparition d'instabilités du pont qui amène ensuite à l'arc [Kor75]. On repère ces phases par l'évolution de la tension sur laquelle on repère tensions de fusion, d'ébullition et d'arc. L'instabilité du pont fondu est due à l'ébullition, les contraintes hydrodynamiques comme la tension de surface, et le pincement magnétique [Kor75]. Il est rapporté dans une étude [Kha12] que, sous l'influence du champ magnétique, le pont fondu peut se déplacer vers la chambre de coupure avant même l'apparition de l'arc.

Pour un écartement plus grand, la bulle perd sa stabilité à cause du bouillonnement et des forces hydrodynamique et magnétique [Kor75]. Elle explose et laisse place à un plasma d'arc constitué de vapeurs métalliques (voir **Figure 1.9 image 4**). On amorce ainsi un arc sans claquage diélectrique ce qui permet d'éviter un pic de tension important (3kV pour un gap de 1 mm dans l'air). A la rupture du pont on assiste à un léger sursaut de la tension de quelques dizaines de Volt. L'arc ainsi créé est d'abord essentiellement constitué des vapeurs issues du contact pour ensuite se mélanger avec l'air de la chambre. Le plasma métallique s'ionise très vite (moins de 10ns) et la tension diminue pour se rapprocher de la tension minimum d'arc [Sla08].

V.C) Commutation / Stagnation

Une fois l'arc amorcé, il doit être déplacé vers la chambre de coupure. Les différentes forces responsables de ce mouvement seront décrites dans la prochaine section **V.D**). Dans les premiers instants les pieds d'arc restent sur les contacts tandis que l'arc s'étend dans la chambre de coupure : c'est le temps de stagnation, une durée qu'il faut réduire car elle retarde l'extinction et entraîne une érosion des pastilles de contacts donc un vieillissement du disjoncteur.

Ensuite, la problématique est différente selon la catégorie du disjoncteur.

Pour le Miniature Circuit Breaker, le processus important est la commutation : l'amorçage d'un pied d'arc sur le rail de même polarité que le contact mobile comme montrée sur la **Figure 1.10** et le transfert du courant du contact mobile vers ce nouveau pied d'arc. Idéalement, les forces qui s'appliquent sur l'arc vont le courber en direction du rail. Le plasma thermique réchauffe alors sa surface, permettant la formation d'un nouveau pied d'arc. Dans les DBT classiques le contact mobile est relié au rail supérieur par une tresse en cuivre qui présente une impédance supérieure au rail. Cela facilite la commutation par saut d'impédance. Accélérer cette commutation permet de réduire l'érosion du contact mobile et d'avoir un arc plus tôt dans les splitters pour une limitation plus rapide.

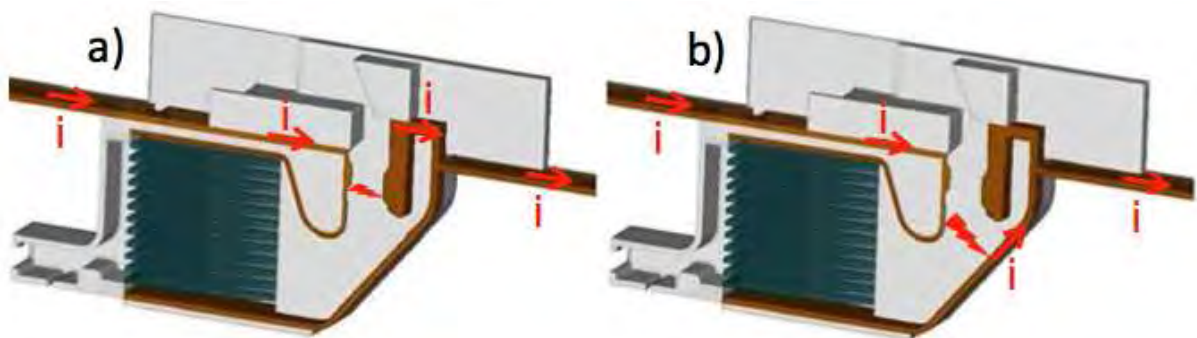


Figure 1.10 : Commutation dans le MCB: -(a): les pieds d'arc demeurent entre les contacts; -(b) le pied d'arc bas commute sur le rail bas et se déplace vers les splitters.

Pour les DBT de fort courant (MCCB, ACB) le contact mobile est très proche des splitters comme on peut le voir sur la **Figure 1.11** (parfois le mouvement du contact passe au milieu des plaques). Par conséquent, le galbe de l'arc lui fait atteindre les déions sans qu'il y ait nécessairement commutation du courant dans le contact vers le rail supérieur (**Figure 1.11 b**). On étudie alors le temps d'immobilité pendant lequel l'arc reste entre les pastilles de contact sans s'insérer dans les splitters (**Figure 1.11 a**).

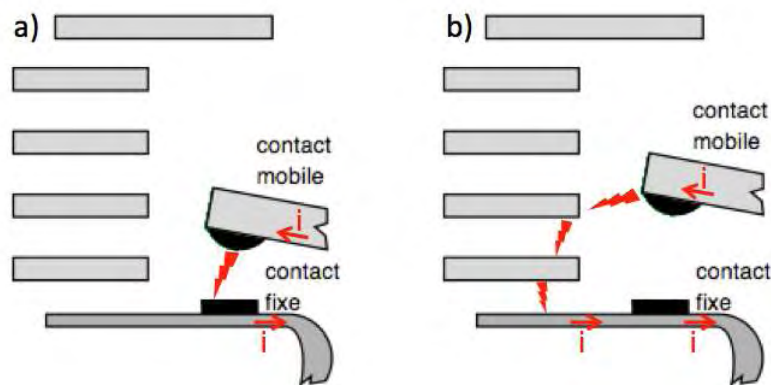


Figure 1.11 : Commutation ACB ou MCCB: -(a): les pieds d'arc demeurent sur les pastilles de contact (en noir); -(b) le pied d'arc bas se déplace sur les rails et commute sur les splitters.

Dans l'étude de Belbel [Bel85] sur des disjoncteurs de fort courant, le temps d'immobilité est déterminé à partir de la tension d'arc : quand elle augmente brutalement, cela indique que l'arc s'insère dans les plaques de dé-ionisation. L'instant de l'apparition du saut brutal de tension sert de référence comme fin de la période d'immobilité de l'arc.

Pour caractériser la commutation dans le MCB, il est préférable de mesurer le courant dans le contact mobile ou dans le rail de même polarité et de le comparer au courant total. Un tel dispositif est mis en place dans les expériences de Fiévet et Doméjean [Fié97a-b, Dom97]. Cette mesure permet aussi d'observer les faibles courants résiduels (inférieurs à 10A) responsables de ré-allumages.

Il est également possible de détecter la commutation avec la tension d'arc : avant la commutation, les pieds d'arcs restent au niveau des contacts, il y a une augmentation de tension due à l'élongation de l'arc ; lorsque l'arc commute sur le rail, il commence à se déplacer et l'écartement des rails conditionne l'élévation de la tension d'arc. Ainsi, il y a une inflexion sur la courbe de tension d'arc qui indique la commutation. Bien entendu, la variation de courant joue aussi fortement sur la valeur de la tension. Ainsi, déterminer la commutation à partir du signal de tension nécessite une bonne connaissance de la configuration de test et de son comportement en fonction du courant ce qui rend cette méthode moins évidente que celle basée sur les deux mesures de courant.

Dans les travaux de Lee & al. [Lee82] le temps d'immobilité est calculé par méthode optique. La position de l'arc est déterminée par le maximum de luminosité récupérée en quatre points par des fibres optiques. L'instant où l'arc quitte les contacts est déterminé en extrapolant la courbe de positions.

Le principal paramètre pour précipiter la commutation est la vitesse de séparation des contacts [McB02]. Un travail expérimental [Bel85] donne comme vitesse d'ouverture critique la valeur de 6m/s. Si l'on descend en dessous de cette valeur, le temps d'immobilité croît et dépend de la nature des contacts et de l'intensité. Augmenter la vitesse au dessus de 6m/s n'améliore pas le temps de stagnation qui reste à un minimum de 0,3ms dans cette étude. Néanmoins, afin de réduire l'encombrement du mécanisme d'ouverture, des études sont menées pour obtenir la même efficacité pour une séparation plus lente [McB02].

L'influence du courant sur la stagnation est nuancée. Si une forte intensité augmente le champ magnétique et tend donc à chasser l'arc, elle accroît aussi l'érosion des contacts qui retarde le départ de l'arc. Selon la vitesse d'ouverture et la nature des contacts, il existe un temps d'immobilité minimum en fonction du courant [Bel85]. En effet pour une température inférieure à 10kK, la présence de 1% de vapeur de cuivre augmente le degré d'ionisation et donc la conductivité électrique [Teu09a]. La présence d'espèces métalliques entre les contacts maintient des conditions très favorables pour l'arc qui reste à sa position et continue l'érosion des pastilles. Pour une vitesse d'ouverture plus importante ou une intensité plus faible, les vapeurs métalliques n'ont

pas le temps de diffuser entre les contacts ou leur proportion est trop faible pour empêcher le départ de l'arc. Dans le cadre des disjoncteurs à vide, une étude [Kha12] affirme que la stagnation de l'arc est due à l'ensemencement du milieu par les vapeurs métalliques ablatées aux contacts. Les auteurs avancent aussi un gap minimum de 0,72mm pour que l'arc puisse se déplacer.

La nature des contacts semble aussi jouer un rôle sur le temps de stagnation de l'arc indépendamment des propriétés thermodynamiques du matériau mis en œuvre. Par exemple le nickel donne un plus grand temps d'immobilité que l'argent [Lin73] qui, pourtant, s'évapore plus facilement. De plus, les contacts en alliages ont tendance à amener un temps de stagnation supérieur à celui des mêmes métaux utilisés purs [Lin73]. Les études [Lin73, Bel85] s'accordent à dire que le cuivre électrolytique permet une commutation rapide quand, au contraire, l'argent carboné freine le départ de l'arc. Pour autant, les contacts sont assez souvent en argent carboné car cet alliage permet une faible résistance de contact et réduit le risque de soudure des contacts (collage).

Ce qui amène la commutation de l'arc est l'arrivée de gaz chaud sur une des électrodes [Wu07, Wu07, Lin73]. Le plasma se répartit dans la chambre sous l'effet de la diffusion, de la convection et de la force de Lorentz. L'arc est aussi déformé par le champ magnétique auto-induit dû au passage du courant dans l'arc et le champ magnétique externe dû à la circulation du courant dans les rails [Bau05]. La haute température et la présence d'espèces chargées à proximité des rails permettent l'apparition d'un nouveau pied d'arc qui pourra ensuite se déplacer vers la chambre de coupure. La géométrie de la chambre a donc une importance sur la commutation [Pec01, McB02], elle doit créer des flux de gaz dans la bonne direction. L'influence de la pression elle aussi est particulièrement importante car, pour un arc entre les contacts, la boucle de courant est réduite et le champ magnétique censé chasser l'arc est restreint [McB02].

V.D Déplacement

Une fois l'arc sur les rails, il s'agit de le faire se déplacer le plus rapidement vers la chambre de coupure pour créer au plus tôt un limiteur de courant par augmentation de la tension aux bornes du dispositif. Plusieurs forces sont à prendre en compte pour analyser ce mouvement.

V.D.1) Forces magnétiques

V.D.1.a) Observations expérimentales

Par analogie avec l'expérience du rail de Laplace et du barreau conducteur (dans notre cas l'arc), on peut observer que les forces de Lorentz déplacent le plasma vers la chambre de coupure.

Un travail de 1959 [Féc59] indique une vitesse proportionnelle à la racine carrée du champ magnétique pour un arc se déplaçant dans des chambres parallélépipédiques avec des largeurs de 1.5 à 7mm et des gaps de 0.9 à 13mm. Une étude [Lee82] met en avant une vitesse de l'arc évoluant linéairement avec le courant avec un coefficient de $46\text{ms}^{-1}/\text{kA}$ pour un arc dans une chambre de 9,5mm de large avec des rails divergent d'un angle de 60° entre eux. Pour un angle de 30° avec une largeur de chambre de 5mm, Mercier [Mer96] trouve une vitesse de $75\text{ms}^{-1}/\text{kA}$.

Dans ces travaux la vitesse évaluée expérimentalement est retrouvée par le calcul en approximant l'arc à un cylindre solide se déplaçant dans la chambre sous l'effet du courant et du champ magnétique. Ainsi, pour augmenter la vitesse de déplacement de l'arc, certains disjoncteurs augmentent le champ magnétique avec un bobinage intégré [Bri96] ou en le canalisant par l'usage de matériaux ferromagnétiques [Wu05, Lin01, Lin02]. L'arc et les splitters en fer se comportent comme un circuit magnétique à reluctance variable [Yan12]: l'arc s'approche des matériaux ferromagnétiques pour maximiser le flux magnétique.

Pour observer expérimentalement l'effet du champ magnétique externe, des expériences ont été mises en place [Gau96, Gau97, Rie90, Rie92, Zel01] (voir **Figure 1.12**). Le champ magnétique externe y est généré par deux bobines dans la configuration de Helmholtz et la contribution de la circulation du courant dans les rails est minimisée par des amenées de courant de même impédance aux deux extrémités des deux rails. Augmenter le courant ou le champ externe diminue la courbure de l'arc [Zel01]. Dans ce même travail [Zel01] l'expérience montre deux phases pour le mouvement : un temps de mobilité réduite où l'arc avance à 10 m/s et un second temps où l'arc se déplace à 120 m/s. Le courant étant fixé à 2 kA et le champ magnétique externe à 40 mT, l'explication de cette non-linéarité doit être cherchée ailleurs.

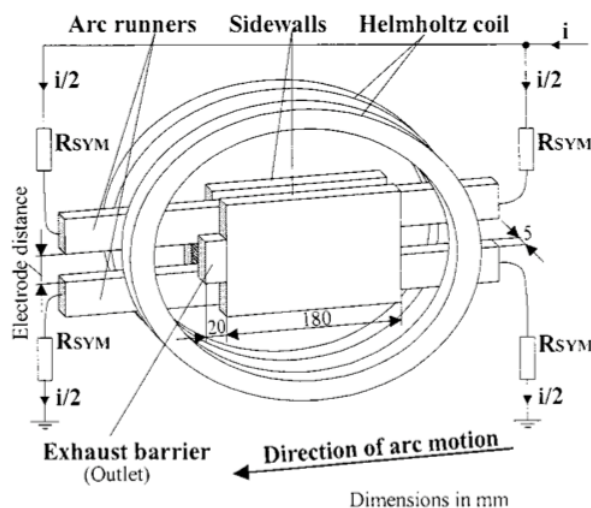


Figure 1.12 : Expérience modulable permettant d'évaluer l'influence du champs magnétique externe. [Zel01]

Sous l'effet du champ magnétique les pieds d'arcs ne se déplacent pas à la même vitesse que la colonne d'arc. La colonne d'arc est un milieu fluide, elle est donc amenée à se déformer sous l'effet des forces de pression dues à la montée en température et comme elle est constituée en partie de particules chargées en mouvement, les forces de Lorentz modifient la forme de l'arc. La colonne du plasma s'en trouve donc déformée et peut présenter une avance ou un retard par rapport aux pieds.

V.D.1.b) Calcul du champ magnétique

La prise en compte des phénomènes magnétiques peut être très coûteuse en temps de calcul. Une des méthodes pour calculer le champ magnétique revient à appliquer la loi de Biot-Savart:

$$\vec{B}(a) = \mu \frac{1}{4\pi} \iiint J(r) \frac{\vec{r}_a - r}{|\vec{r}_a - r|^3} d^3r \quad (1.7)$$

On voit que pour calculer le champ magnétique $\vec{B}(a)$ en tout point « a » de l'espace, il faut intégrer sur la totalité du domaine. Le nombre d'opération est alors proportionnel au carré du nombre de maille ce qui est rédhibitoire pour un problème en 3D où le nombre de cellules atteint facilement la centaine de milliers. Un autre désavantage de cette méthode est l'impossibilité de faire varier la perméabilité magnétique μ et donc de prendre en compte des éléments ferromagnétiques [Lin01].

Pourtant, des éléments ferromagnétiques peuvent être utilisés pour canaliser le champ magnétique et accélérer le mouvement de l'arc. Par exemple, dans les simulations de Lindmayer & al. [Lin01, Lin02], le rail en cuivre est soit entouré de fer (courbe C de la **Figure 1.13**) soit une bande de fer est posée derrière lui (courbe B de la **Figure 1.13**). En comparant avec le cas sans ajout de parties en fer (courbe A de la **Figure 1.13**), on note une densité de flux magnétique entre les rails 28% supérieure pour la bande en fer derrière le rail en cuivre et 86% supérieure pour l'enrobage en fer avec pour conséquence un mouvement plus rapide comme on peut le voir sur la **Figure 1.13**.

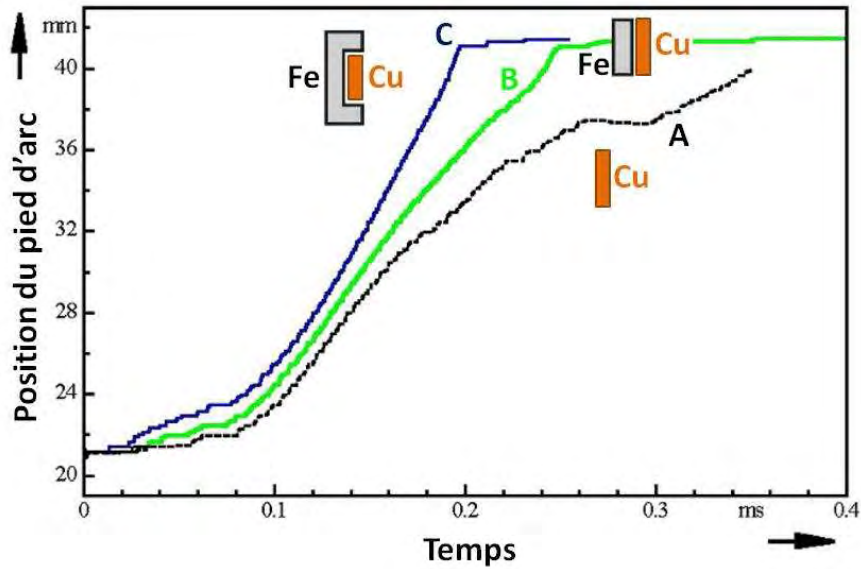


Figure 1.13 : Influence d'un blindage ferromagnétique du rail sur le déplacement de l'arc. [Lin02]

Dans les travaux de Rondot [Ron09], le champ magnétique est calculé en utilisant un modèle FVM basé sur les équations de Maxwell sous la formulation T, Φ qui permet une meilleure conservation du champ magnétique alors que la formulation en potentiel vecteur donne une meilleure conservation de la densité de courant. Le ferromagnétisme des plaquettes déions y est pris en compte avec notamment leur saturation magnétique à l'approche de l'arc. Bien souvent, la méthode des éléments finis est préférée pour la résolution des équations électromagnétiques, il y a alors utilisation conjointe des volumes finis pour calculer l'énergie et les moments et des éléments finis pour le courant et le champ magnétique [Hau08, Mut10].

Une approche pour réduire ce temps de calcul, proposée dans un article [Swi04] et reprise par la suite [Yan06], consiste à résoudre séparément le champ magnétique auto-induit dans l'arc et le champ magnétique externe produit par la circulation du courant dans les rails.

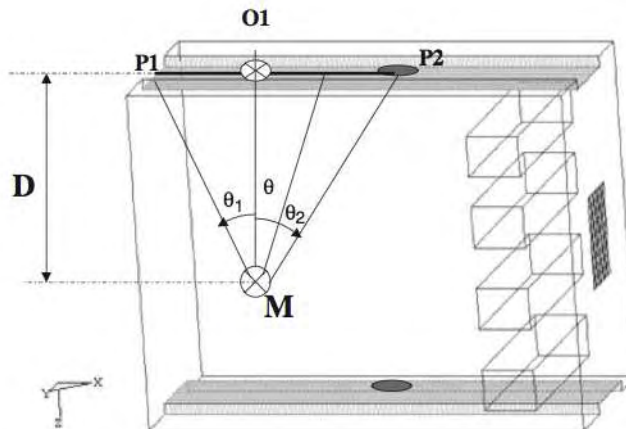


Figure 1.14 : Méthode de calcul du champ magnétique externe. [Swi04]

La partie auto induite dans le plasma est calculée par la méthode des potentiels vecteurs tandis que le champ externe est calculé en fonction de la position des pieds d'arcs en faisant l'hypothèse que les rails sont de section nulle. Le problème est alors résumé par la **Figure 1.14** et le calcul du champ magnétique externe pour tout point M est donné par l'**équation 1.8**. Cette formulation permet de réduire les temps de calcul.

$$\vec{B}_{ext}(\alpha) = -\vec{e}_y' \frac{\mu I}{4 \pi D} (\sin(\theta_2) - \sin(\theta_1)) \quad (1.8)$$

Contrairement à l'expérimentation, la modélisation permet de distinguer et quantifier l'origine des forces électromagnétiques qui vont agir sur la colonne d'arc : champ magnétique externe du au passage du courant dans les rails; champ magnétique auto-induit par le passage du courant dans le plasma; champ magnétique renforcé par le ferromagnétisme ou réduit par la création de courants de Foucault.

En effet, en se déplaçant, l'arc produit un champ magnétique variable qui entraîne des courants de Foucault dans les conducteurs alentours [Yan12, Cha04, Doh03]. Cette interaction amène un freinage de l'arc d'autant plus conséquent que le volume de métal est important ou que la résistivité des matériaux est basse. Pour autant, les calculs numériques n'indiquent pas un effet significatif des courants de Foucault : des études montrent une réduction de 2% de la force appliquée au corps de l'arc en mouvement [Doh03] ou de 5% de la vitesse de déplacement de l'arc [Yan12].

Bien d'autres paramètres influent sur le déplacement et rendent difficile l'étude des DBT. L'apparition d'un arc électrique pouvant entraîner des températures du gaz de 17 kK [Fre01] dans un espace confiné amène une montée en pression du gaz. La chaleur et le rayonnement du phénomène causent l'évaporation des matériaux de l'enceinte ce qui accroît encore la pression. Les gradients de pression, les propriétés du gaz composé d'air et de matières ablatées, la nature et la forme des rails, la présence d'échappement de gaz et la configuration de la chambre sont autant de facteurs à prendre en compte pour déterminer les forces hydrodynamiques agissant sur l'arc.

V.D.2) Forces hydrodynamiques

La largeur de la chambre joue un rôle important dans les mouvements convectifs. Supprimer les parois latérales rend la coupure moins performante [Gau98] en plus de poser un problème de sécurité électrique. L'arc doit être guidé et contraint dans une direction mais si la chambre est trop étroite le déplacement de l'arc vers la chambre de coupure est ralenti [Lin98]. En effet, en se déplaçant, l'arc chasse devant lui une quantité de gaz chaud et laisse derrière lui un milieu moins dense du fait du départ du gaz et des différentes recombinaisons lors du refroidissement [Teu09b]. Ceci conduit à une différence de pression qui s'oppose à l'avancée de l'arc vers la chambre de coupure. Pour contrer cet effet, la chambre doit être suffisamment large pour permettre la recirculation des gaz de l'avant vers l'arrière de l'arc en créant un double vortex [Lin98]. L'inconvénient de cette technique est qu'elle ramène des gaz chauds en amont de la chambre ce qui peut conduire à un rallumage dans la zone des contacts.

Des travaux numériques [Li05] étudient l'influence des volumes de la chambre. Sans surprise, un volume plus faible derrière le plasma le pousse en avant. Si l'espace avant les contacts est très grand, il n'y aura pas de pression pour aider le départ de l'arc [Li05]. Une expérience [Lin98] mesure la différence de pression entre l'avant et l'arrière de l'arc. Il est relevé une pression devant l'arc supérieure jusqu'à 3 bar à celle derrière l'arc, selon la géométrie de la chambre, avec pour conséquence un mouvement ralenti. D'autres mesures de pression [Dom97], appliquées à la coupure dans les DBT, donnent des pressions de 1,5 et 2 atm maximum selon les matériaux des parois. Le refroidissement de l'arc et son départ peuvent créer une sous-pression de 0,1 bar en dessous de la pression atmosphérique en l'absence d'ablation des parois [Dom97]. Sur d'autres expériences, les augmentations de pression sont plutôt de l'ordre de quelques dixièmes de bar [Ber02, McB02, McB03, Pec01, Zel01].

Les différentes sources [Lin98, Zel01] s'accordent généralement sur le bien-fondé de l'existence d'échappements dans la chambre de coupure : ils aspirent l'arc dans les splitters et augmentent sa vitesse. Une autre étude [Ber02] prend en compte l'effet des fuites de gaz à travers la chambre. Dans cette expérience, des fentes sont réalisées sur toute la longueur de la chambre. Ces sorties ont un effet bénéfique sur le mouvement de l'arc dans la mesure où elles ne sont pas trop larges [Ber02].

Pour l'amorçage d'un arc de 1kA, une onde de choc a été observée [Zel01] amenant une surpression de 0,5 à 1 bar par rapport à la pression atmosphérique pendant quelques dixièmes de millisecondes. Cette onde en se réfléchissant peut impacter le déplacement de l'arc. Si cette onde arrive à l'arrière de l'arc cela peut être positif mais si elle rebondit en avant de la chambre et revient sur le front de l'arc, le mouvement peut être ralenti [Zel01]. Toutefois, les échappements de gaz, généralement présents dans les DBT, tendent à dissiper cette onde de pression et à empêcher son rebond [Ber02, Zel01].

Dans les travaux de Maecker [Mae71], l'arc électrique est distingué du nuage de plasma qu'il génère et le déplacement de l'arc est analysé séparément du flux de gaz. Les disparités éventuelles entre ces deux mouvements sont étudiées pour différentes configurations expérimentales. L'influence de la géométrie de la décharge, de la norme et de l'orientation du champ magnétique ainsi que de la force gravitationnelle sont prises en compte. Un chauffage inhomogène du gaz obtenu par des impulsions électromagnétiques haute-fréquence entraîne un mouvement discontinu de l'arc. Il est aussi avancé que dans le cas d'un arc se déplaçant entre deux rails, il n'y a pas de raison pour qu'il existe de différence entre le mouvement de l'arc et le flux de gaz.

En dehors du mouvement de l'arc électrique et du gaz chaud, il est également possible d'étudier les mouvements des pieds d'arc sur les électrodes.

V.D.3) Pieds d'arc

Nous avons évoqué les forces magnétiques et hydrodynamiques qui s'appliquent sur la colonne d'arc et amènent son déplacement. Cependant cette colonne s'établit à partir des pieds d'arcs et si ceux-ci ne se déplacent pas, le mouvement de l'arc et le bon fonctionnement du disjoncteur seront compromis. Pour les pieds d'arcs, une autre physique que celle de la colonne est à l'œuvre. Elle demande une connaissance des phénomènes de gaine anodique et cathodique. Nous proposons ici de recenser quelques éléments issus de mesures expérimentales et de travaux théoriques autour des pieds d'arc.

V.D.3.a) Observations expérimentales

Certains travaux de la littérature se sont focalisés sur l'étude du mouvement des pieds d'arcs [McB98, McB10, Zel01, Gau98]. Le premier d'entre eux concerne l'étude du sens du courant lors de l'ouverture des contacts qui joue sur le déroulement de la coupure [McB98]. En effet, les pieds d'arc anodique et cathodique se déplacent et se comportent différemment. La cathode a tendance à s'attacher aux points ayant un faible rayon de courbure tandis que l'anode se meut de façon plus libre sur les surfaces [McB10]. Dans certains cas, la colonne d'arc avance plus vite que les pieds. Il se crée alors un champ électrique important entre le rail et la colonne qui peut amorcer de nouveaux pieds d'arc [McB10, Zel01]. Il en résulte un mouvement discontinu de l'arc qui amène une vitesse moyenne plus importante [Zel01].

Une autre expérience [Gau98] montre qu'un écartement trop abrupt des rails est dommageable pour le déplacement de l'arc. Cette étude indique aussi le cuivre comme étant préférable au fer comme matériau pour les rails dans la mesure où l'arc s'y déplace plus rapidement même si cette différence de mobilité du pied d'arc peut être rattrapée par un plaquage en nickel sur les rails en fer.

V.D.3.b) Modélisation des pieds d'arc

Si la colonne d'arc est à l'équilibre thermodynamique local (ETL) et peut être simulée par un modèle MHD [Gle05], les gaines anodiques et cathodiques sont plus difficiles à décrire [Vac00]. La représentation fine de l'accrochage des pieds d'arc sur les rails passe par la mise en place d'un modèle hors équilibre [Ben95, Ben08] prenant en compte la balance des flux de particules et la conservation du courant. Ceci sous-entend de résoudre la continuité du courant entre le matériau des rails et le domaine plasma et la connaissance de la composition hors équilibre du milieu, les coefficients de recombinaison, les propriétés du matériau. Aussi des approximations sont souvent utilisées dans le cas d'arc statique pour la représentation de l'accrochage [Hsu83, Fre02].

Il faut distinguer dans la représentation de l'accrochage de l'arc, la description du passage du courant entre le milieu métallique et le domaine plasma et le déplacement des pieds d'arc même si ces points sont souvent liés.

V.D.3.b.α) Détermination de la position d'accrochage de l'arc

Les pieds d'arcs se créent en un point de l'électrode et par leur mobilité autorisent le cheminement de l'arc vers la chambre de coupure. Aussi un modèle de déplacement de l'arc doit reproduire le mouvement de ce point d'attache.

Le point d'accrochage du pied d'arc peut être imposé dans la modélisation ou autodéterminé.

V.D.3.b.β) Accrochage autodéterminé

L'autodétermination du mouvement du pied d'arc revient à l'application de conditions limites qui par un calcul pertinent de la température et de la densité de courant à l'électrode conduisent à la génération et au mouvement du pied d'arc. Par conduction thermique, la température du gaz autour de l'électrode est proche de celle du métal donc trop froide pour que la conductivité électrique à l'équilibre autorise le passage d'un courant significatif [Ron10]. Il importe alors d'avoir recours à une description de l'interface plasma/matériau prenant en compte les mécanismes présents dans les gaines anodique et cathodique et d'adapter la conductivité électrique. Cependant des approximations sont possibles pour simplifier le modèle ou réduire le temps de calcul.

Dans les travaux de Piqueras & al. [Piq08] anode et cathode sont traitées de la même manière: la conductivité du matériau du rail est reportée dans la couche de fluide autour de l'électrode. De fait, le courant peut librement passer du milieu plasma au milieu métal alors que la résistivité aurait normalement été trop importante du fait du refroidissement du milieu par la proximité de la paroi. La température de l'électrode est égale à la température du fluide adjacent jusqu'à 3000K et reste imposée à 3000K si le milieu alentour est plus chaud. Cela correspond environ à la température de vaporisation du métal d'électrode ($T_{\text{vap}}=2835\text{K}$ pour le cuivre). On a donc avec ce modèle la possibilité d'accrochage de l'arc en faisant passer le courant en tout point de l'électrode et une température de l'électrode qui reste cohérente avec les propriétés du matériau.

Une autre approche [Lin06, Mut10] se base sur la caractéristique courant-tension non-linéaire (voir **Figure 1.15**) de l'arc électrique, et par extension des gaines anodique et cathodique car la colonne est principalement résistive, pour déterminer la conductivité de la couche de fluide entourant les électrodes. La conductivité imposée

dans la couche permet alors de faire passer le courant de façon autodéterminée mais également de retrouver les chutes de tension anodique ou cathodique déterminées expérimentalement. Dans le cadre d'une étude numérique de la limitation de courant cela permet aussi d'obtenir facilement la tension d'arc quand celui-ci s'insère dans les splitters. On note sur la **Figure 1.15** un maximum de la tension de gaine pour une densité de courant d'environ 15 kA/m². Il faut donc une tension ou une densité de courant suffisante pour amorcer un nouveau pied d'arc. Cela correspond à la tension d'ignition que l'on peut retrouver expérimentalement [Mut10].

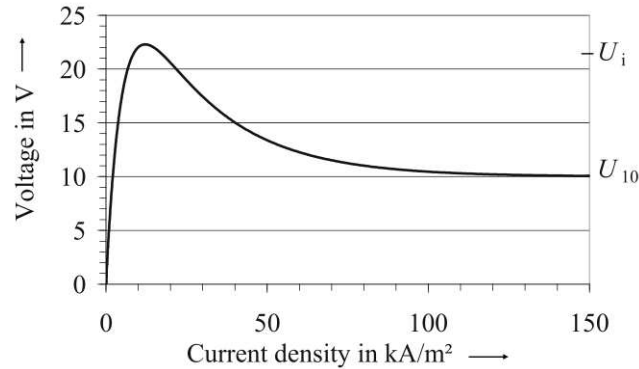


Figure 1.15 : Tension de gaine en fonction de la densité de courant permettant de déterminer une résistivité dans la gaine. [Mut10]

En pratique, dans des codes pour l'industrie, le flux thermique à l'électrode est souvent résolu par des équations empiriques. Le modèle utilisé par Schneider Electric [Ron09] calcule le transfert de chaleur du plasma vers l'électrode anodique ou cathodique en fonction de la densité de courant selon l'équation suivante :

$$\varphi = -\kappa \frac{T - T_{vap}}{a \log(J_s) + b} A_f \quad (1.9)$$

Où κ est la conductivité thermique, T_{vap} est la température de vaporisation du matériau

d'électrode, A_f la surface de la maille, J_s la densité de courant et a et b sont des

paramètres déterminés expérimentalement. Le détail de la signification physique de ces paramètres ainsi que de la manière de les obtenir n'est pas communiqué par les auteurs.

V.D.3.b.γ) *Accrochage imposé*

Le recours à un accrochage du pied d'arc imposé permet d'utiliser à la position donnée les conditions limites d'anode ou de cathode utilisées pour des arcs immobiles (voir V.D.3.b.δ) et V.D.3.b.ε)). Il faut alors mettre en place un module permettant de déterminer les points d'accrochage de l'arc suivant un critère à définir. Le modèle de Swierczynski [Swi04] fait l'hypothèse que la position des pieds est commandée par la colonne d'arc et non par les mécanismes de gaine : les pieds d'arcs se placent de façon à minimiser l'impédance de l'arc. Le volume de gaz est séparé en deux : une moitié du côté de l'anode, une autre à la cathode. Pour l'anode comme pour la cathode, le pied, représenté par une condition aux limites, est placé à la position où l'élément de volume présente la plus forte conductance comme par exemple les tranches visibles sur la **Figure 1.16**. Ainsi les deux pieds peuvent se déplacer indépendamment l'un de l'autre et on peut appliquer aux points d'accroche de l'arc les conditions limites utilisées pour des arcs stationnaires.

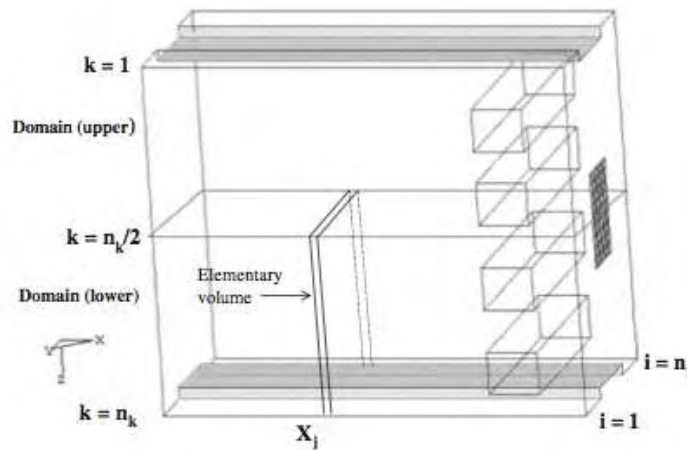


Figure 1.16 : Méthode de détermination de la position du pied d'arc. [Swi04]

V.D.3.b.δ) *Côté cathode*

Dans le cas des arcs statiques positionnés par exemple sur une électrode cylindrique ou pointue, la méthode la plus simple qui était utilisée jusqu'à ces dernières années consistait à fixer en condition aux limites en proches voisinage de la cathode un profil de densité de courant issu d'observations expérimentales avec une température de la cathode de 3000K [Hsu83] ou 3500K [Fre02] dans une surface délimitée. De fait, la position du pied d'arc est imposée et pour permettre le mouvement il faut pouvoir mettre à jour cette position en fonction du déroulement de la coupure (voir V.D.3.b.γ)).

Une autre méthode [Kar98] de détermination de la densité de courant se base sur la loi de Richardson-Dushman qui décrit la thermo-émission à la cathode. Pour une intensité imposée, la densité de courant se répartit sur l'électrode en fonction de sa température en surface en suivant les équations (1.10) et (1.11). Cela permet le déplacement du pied d'arc par auto-détermination de l'endroit où le courant est émis.

$$J_i = I \frac{C_i}{\sum C_k A_k} \quad (1.10)$$

avec

$$C_i = T_i^2 \exp\left(\frac{-W}{k_B T_i}\right) \sigma_i \quad (1.11)$$

Où J_i est la densité de courant sur la face i , A_k la surface de la face k , W le travail de sortie

du matériau d'électrode et σ_i la conductivité électrique du gaz adjacent à la face i .

Cependant, la thermo-émission ne peut décrire seule le transfert de charge à la cathode, il faut en général rajouter l'émission par effet de champ [Vac00]. En effet, pour des électrodes en cuivre, la température du métal reste relativement basse et l'émission est fortement sous-estimée si l'on néglige l'émission par effet de champ. Même pour une cathode dite « chaude », en tungstène par exemple, où la température d'évaporation est élevée, omettre l'effet de champ peut conduire à une erreur de 20 à 30% sur le nombre d'électrons émis [Cou96]. Une équation très utilisée pour calculer le flux d'électron à la cathode est celle de Murphy-Good qui présente l'intérêt de ne pas préjuger du mode d'émission [Vac00].

Toutefois pour calculer correctement cette température et ce champ électrique il faut prendre en compte la physique hors-équilibre de la gaine. Celle-ci étant très différente de la physique de la colonne d'arc à l'ETL, il semble préférable d'utiliser deux modèles distincts. De plus, la taille de la gaine (hors pré-gaine) est habituellement inférieure au micromètre tandis que la colonne dépasse le centimètre: il est difficile de concilier ces deux ordres de grandeurs sur un même maillage.

Par conséquent, il convient d'adjoindre au modèle ETL 3D ou 2D-axisymétrique de la colonne d'arc un modèle de gaine cathodique 1D utilisé pour décrire le milieu proche cathode. Ceci est fait dans les travaux de Benilov [Ben95, Ben08] ou de Cayla [Cay08] en séparant la zone autour de l'électrode en plusieurs parties aux comportements différents comme montrés sur la **Figure 1.17**.

Proche de la cathode on définit la gaine qui est un milieu où il n'y a pas neutralité électrique: les ions positifs du plasma se stockent et créent une zone de charge d'espace.

Cela génère un champ électrique très important qui propulse les électrons vers la pré-gaine. Ces électrons font peu de collisions car la taille de la gaine est de l'ordre de la longueur de Debye qui, à pression atmosphérique, est inférieure au dixième de micromètre. Il n'est donc pas possible d'utiliser le modèle fluide pour décrire cette zone.

Différents flux de porteurs de charges sont à prendre en compte dans la gaine: les électrons émis par la cathode Φ_{em} , les ions bombardant la cathode Φ_i et les électrons rétrodiffusés Φ_{hd} qui sont attirés par la charge positive de la gaine. Avec ces flux un bilan d'énergie est fait aux deux extrémités de la gaine pour déterminer la quantité de chaleur transmise à la cathode et l'énergie des électrons envoyés dans la pré-gaine.

La pré-gaine est une zone hors ETL de transition entre la gaine cathodique et le plasma d'arc qui peut être décrite par les équations fluides. Les électrons accélérés dans la gaine arrivent dans la pré-gaine et créent des collisions qui conduisent à l'ionisation du milieu, d'où le terme de zone d'ionisation. La pré-gaine est nécessaire à l'entretien de la décharge [Cay08]. La modélisation de la gaine et de la pré-gaine permet de faire le lien entre la cathode et le plasma thermique et demande une résolution itérative en l'absence de solution analytique.

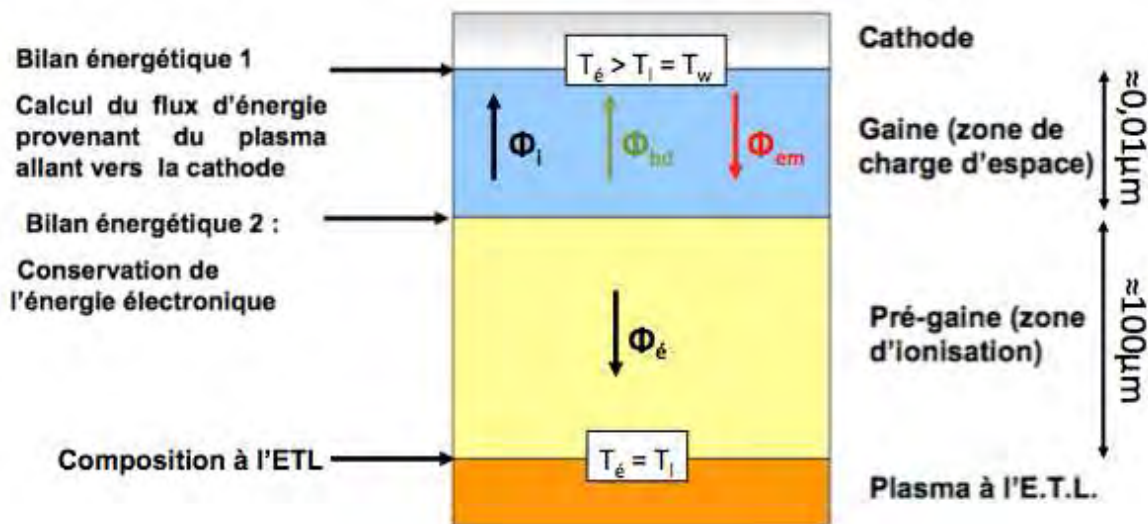


Figure 1.17 : Définition des zones proche de la cathode, des principaux flux et grandeurs. [Cay08]

De tels modèles permettent le déplacement autodéterminé du pied d'arc cathodique tout en amenant une meilleure description de l'interface plasma/matériau. Cependant, ils ne sont que rarement utilisés pour modéliser le mouvement des arcs dans le MCB à cause du temps de calcul élevé qu'ils impliquent. En effet, l'arc se déplaçant sur un large domaine, ces équations devraient être résolues sur toute la surface de la cathode.

V.D.3.b.ε) Côté anode

Pour la modélisation de l'anode, une méthode simple pour permettre le passage du courant est d'imposer au gaz dans une couche de 0.1mm autour de l'électrode la conductivité du métal constituant l'anode [Gon93, Mén99, Piq08, Ron10]. Ainsi le pied d'arc est libre de s'établir à la surface de l'anode et de se déplacer.

Les travaux de Lago [Lag04] et Mougenot [Mou13] ont apporté à cette approche un bilan d'énergie assez complet en prenant en compte le bombardement électronique, le chauffage, la fusion et l'évaporation du métal. Par l'ensemencement du milieu en vapeurs métalliques et la meilleure description des échanges de chaleurs on obtient une modélisation de la zone proche anode plus physique qui peut améliorer la cohérence entre le déplacement de l'arc simulé et celui mesuré expérimentalement.

V.D.4) Moyens de diagnostic du mouvement de l'arc

Différentes solutions expérimentales existent pour étudier le déplacement de l'arc:

- Tout d'abord, la tension d'arc donne une indication du déroulement de la coupure. La commutation, l'élongation, l'entrée dans les splitters et les éventuels rallumages peuvent y être repérés.
- Une autre méthode pour filmer la coupure utilise une caméra rapide [Wu07, Yan10, Lin73]. Cette solution permet une très bonne résolution spatiale. En revanche, le plasma d'arc est très lumineux et diffus. Il est difficile d'assigner une position précise à l'arc ou à ses pieds et l'acquisition nécessite un effort de filtrage. Il faut également prévoir une face transparente sur le dispositif, ce qui peut avoir un impact sur la décharge.
- Une autre solution consiste à mettre en place une matrice de fibres optiques pour récupérer la luminosité de l'arc [McB98, Lee82]. La position de l'arc peut alors être déterminée par le maximum de luminosité [Lee82, Mae71] ou en faisant le barycentre de la luminosité [McB98]. La résolution spatiale est bien plus faible qu'avec une caméra rapide cependant la résolution temporelle est supérieure et un tel dispositif peut ensuite être utilisé pour des mesures de spectroscopie [Gui01].
- Enfin, un système innovant a été développé par une équipe du LEM [Mer96, Brd02, Caj99, Deb01] pour déterminer le déplacement de l'arc. Il s'agit de détecter le champ magnétique induit par le courant à l'aide d'une matrice de bobines. L'axe de ces bobines est perpendiculaire au déplacement de l'arc, on mesure donc la composante du flux magnétique sur cet axe. Quand l'arc est en face du capteur, ce flux est nul, il faut ensuite passer par un traitement numérique pour reconstruire le mouvement et la déformation de l'arc. L'avantage de cette technique est que le système étudié n'a pas à être modifié. Le désavantage est la résolution plutôt faible dû à la taille de la bobine ainsi que la difficulté de prendre en compte deux arcs en parallèle pour observer les phénomènes de rallumages et la commutation. La mesure pourrait également être faussée par la présence de matériaux ferromagnétiques.

V.E) Ablation / érosion

La forte densité d'énergie de l'arc électrique cause des dommages dans le disjoncteur. Les parois de la chambre de coupure s'érodent ce qui influe sur le déroulement de la coupure.

L'effet le plus probant de l'érosion des solides dans le disjoncteur est l'augmentation de la densité du milieu. Un modèle développé pour le disjoncteur haute-tension [Ran12] montre que négliger l'ablation ne permet pas de rendre compte de l'élévation de pression et de reproduire le fonctionnement du système. Dans le cadre du DBT, une expérience [Dom97] compare les niveaux de pression pour une chambre en plastique et une autre en céramique réfractaire. Si l'allumage de l'arc amène une montée en pression comparable dans les deux cas, la chambre inerte voit sa pression chuter car les gaz sont vite évacués par les échappements alors que la pression dans la chambre en plastique est entretenue par l'érosion.

Les matériaux ablatés aux parois viennent aussi modifier la composition chimique du gaz plasmagène et changent ses propriétés. Les modèles numériques permettent de simuler l'ablation et la diffusion des espèces chimiques dans le plasma et leur impact sur la coupure. Il est notoire que les vapeurs métalliques facilitent l'ionisation du milieu, augmentent sa conductivité électrique et, à courant constant, réduisent sa température [Mur09, Teu09a]. Cette faible énergie d'ionisation des métaux augmente fortement le rayonnement. Des modèles [Li07, Ma08] montrent que les vapeurs de cuivre ralentissent la progression de l'arc. Une autre étude numérique [Yan06] avance qu'une proportion de vapeurs plastiques aide l'arc à se déplacer. Une analyse spectroscopique peut permettre de remonter à un certain nombre de grandeurs telles que la température ou la densité des espèces [Fre01, Tak00].

V.F) Extinction / splitters

Au terme de son déplacement l'arc entre dans une série de plaques métalliques parallèles aux rails [Mor00], appelées splitters plates ou déions, où il perdra une grande part de son énergie pour finalement s'éteindre. Ces splitters constituent un obstacle à la progression de l'arc : celui-ci peut se tordre entre les plaques de métal augmentant la longueur de la colonne et la tension mais surtout il traverse les plaques en rajoutant deux gaines par plaque traversée créant ainsi une augmentation brusque de la différence de potentiel U_{arc} [Lin06, Lin02, Lin05]. Ce principe de limitation du courant est illustré sur la **Figure 1?18** et décrit précédemment dans la partie **III.A**. La courbe de courant présumé est représentée en orange. La courbe de tension est de couleur bleu foncée. Lorsque la tension aux bornes de l'arc dépasse la tension délivrée par le réseau

(temps t_2), l'évolution du courant (couleur rouge) quitte le courant présumé et elle décroît dû à l'effet de limitation créé par l'augmentation de la tension.

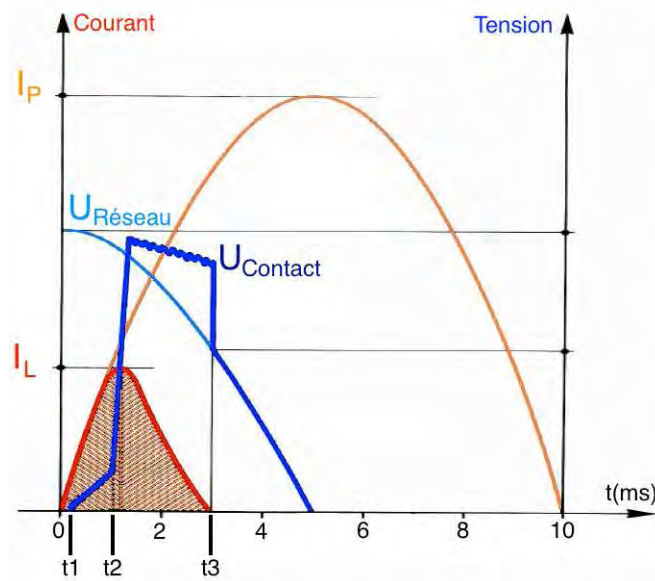


Figure 1.18 : principe de la limitation de courant: le courant n'atteint pas son maximum car la tension d'arc est supérieure à la tension du réseau.

Les splitters diffusent la chaleur et refroidissent l'arc. Des ouvertures, appelées exhausts, échappent du gaz chaud amenant une dissipation de l'énergie de l'arc. Les parois métalliques sont également efficaces pour capturer les porteurs de charge [Sle29]. Tous ces phénomènes conjugués dans la chambre de coupure permettent une limitation de courant efficace et un refroidissement du milieu pour qu'il recouvre sa rigidité diélectrique. Le courant tend vers zéro, l'arc s'éteint et ne peut plus se rallumer car le milieu s'est refroidi et est redevenu isolant.

Les espèces présentes dans le gaz ont une importance primordiale sur le refroidissement du milieu [Teu09a, Teu09b, Mer01]. Des transitions à basse température font chuter la température plus rapidement. La **Figure 1.18** montre le fonctionnement idéal d'un DBT d'un point de vue électrique.

La commutation sur les splitters n'est pas instantanée. Il y a un temps où coexistent deux chemins de courant [Lin06, Lin05, Mut10] et pendant lequel l'intensité dans le premier chemin est transférée au second. En pratique, l'arc peut avoir des difficultés à s'installer dans les splitters. Il est aussi fréquent que toutes les plaques ne soient pas traversées par le courant.

V.G) Restrike

Il arrive fréquemment que la coupure ne se passe pas aussi simplement que ce que nous avons pu le décrire. Le fluide dans l'enceinte du disjoncteur restant chaud, il est possible qu'un nouvel arc s'allume dans la chambre, plus près des contacts là où

l'espacement inter-électrodes est le plus faible et où les conditions peuvent encore être favorables à l'entretien d'une décharge. On parle de rallumage, restrike ou back-commutation.

Le premier arc transfère son courant au second en l'espace d'une dizaine de microsecondes [Mer96, Deb01] et s'éteint ensuite. Ce phénomène est problématique car il augmente le temps de coupure ainsi que l'érosion, notamment au niveau des contacts qui sont une partie sensible du DBT. Il est malheureusement assez fréquent et survient notamment quand l'arc entre dans les déions. L'élévation de tension due au mécanisme de coupure permet d'amorcer un arc à un endroit de la géométrie où le champ électrique sera suffisant pour entretenir une décharge (faible gap, effet de pointe). Heureusement, le second arc se déplace vers les splitters plus rapidement que le premier car le milieu est encore chaud et aussi parce qu'il est attiré par le premier arc tant que celui-ci n'est pas encore éteint [Deb01].

Une raison du ré-allumage est la présence dans la chambre d'un gaz toujours chaud et légèrement ionisé. Des expériences [Dom97, Fié97a, Fié97b] mettent en évidence le passage d'un courant entre le contact mobile et le rail alors que l'arc a quitté cette région. Ce courant résiduel est plus faible (quelques A en face de 5kA), cependant il entretient le chauffage du gaz par effet Joule. L'augmentation de la température conduit à une augmentation de la conductivité, donc du courant qui amène un effet Joule plus important. Ce courant résiduel est alors le point de départ d'un nouvel arc. L'étude met en avant l'effet des matériaux sur ce phénomène : le courant résiduel est plus important pour des parois plastiques (PMMA), sujettes à l'érosion, que pour des parois céramiques qui ne dégazent que très peu. De fait, l'ablation des plastiques accroît le risque de ré-allumage. A contrario, un modèle [Teu09b] affirme qu'un plasmaensemencé par des vapeurs plastiques (PA66) se refroidira plus vite que de l'air et aura donc une conductivité électrique plus faible réduisant le risque de restrike.

Une autre étude [Gau98] observe la possibilité de réamorcer un arc une fois le premier éteint. Une rampe de tension jusqu'à 10kV est appliquée après un délai allant de 0,1 à 2 ms. Si pour un délai court la tension de claquage est en dessous de 400V, après 2ms elle est remontée vers 4kV. Le milieu recouvre sa rigidité diélectrique plus rapidement si le milieu a été contaminé par des vapeurs plastiques. Ceci est cohérent avec les investigations théoriques [Teu09b] car le plasma se refroidit davantage quand il contient des espèces organiques.

V.H) Vieillessement

Si le disjoncteur voit une partie de ses composants s'évaporer, être éjectés hors de l'appareil ou au contraire se redéposer à l'intérieur, il est probable que son efficacité décroisse au fil du temps. Une attention particulière est portée à la dérive de la rigidité diélectrique au fil des coupures. En effet, les plastiques et métaux ablatés se déposent

sous forme de suies à l'intérieur du disjoncteur. Cette couche présente une faible conductivité électrique qui entraîne un courant de fuite lorsque le disjoncteur est ouvert [Rie90, Rie92]. Pire, cette suie peut être la cause d'un claquage diélectrique en surface de la paroi avec pour conséquence la perte du caractère isolant du DBT ouvert [Gau97, Rie90, Rie92].

Dans les études [Gau97, Rie90, Rie92], des maquettes de tests ont été soumises à une centaine de coupures successives. L'arc peut ablater de la matière aux parois mais il a été noté un gain de masse sur les parois quand celles-ci étaient en céramiques. Le dépôt est plus important sur une matière inerte ce qui conduit à une grande variation des propriétés. La résistance en surface de la paroi pour de la céramique ou du polyester a pu passer de $2M\Omega$ avant les tests à $1k\Omega$ après cent essais du fait de la métallisation de la surface. Ce déclin de la résistance à l'état ouvert a été observé pour des contacts en AgCd ou AgSnO₂. Pour des contacts en cuivre, ce phénomène ne semble pas se produire. Des tests de rigidité diélectrique indiquent que la tension de claquage en surface a tendance à baisser avec le vieillissement pour des parois en céramique ou PMMA en fonction de la nature des contacts, mais reste constante voir augmente pour le polyester. La nature des contacts peut aussi changer l'évolution de la rigidité diélectrique avec le vieillissement.

VI) Conclusion sur l'introduction : Objectifs

Si le DBT actuel a presque un siècle d'existence [Sle29], nous avons vu que son fonctionnement met en jeu de nombreux phénomènes et ne peut être aisément appréhendé. Aujourd'hui encore, le développement de nouveaux appareils de coupure se fait principalement de façon empirique et nécessite une phase de prototypage très longue et donc très couteuse. Il n'existe pas à ce jour de modèle numérique complet permettant une simulation réaliste du fonctionnement d'un DBT qui pourrait venir appuyer ces développements.

L'arrivée sur le marché d'une concurrence issue des pays émergents demande aux industriels séculaires du domaine (Hager, Schneider, ABB, ...) de réduire les coûts ou d'améliorer leur offre. Il s'agit notamment de réduire l'encombrement des disjoncteurs, d'ajouter de nouvelles fonctions, d'augmenter leur durée de vie dans divers milieux ou de remplacer certains matériaux coûteux ou polluants tout en conservant la fiabilité du système. Les verrous technologiques pour les Miniature Circuit Breaker (MCB) sont, entre autres, la soudure des contacts, l'obtention d'une tension adéquate pour la limitation de courant, le phénomène de restrike et la stagnation de l'arc dans la préchambre. C'est sur ce dernier point que notre étude va se focaliser.

Nous allons dans ce manuscrit de thèse poser les bases d'un modèle fluide simulant le mouvement de l'arc dans le DBT qui permettra aux industriels d'accéder à des grandeurs difficilement accessibles par l'expérience (flux de gaz, pression,

température, ...) et d'obtenir des indices pour l'amélioration de leurs chambres de coupures. Ce modèle sera validé par nos expériences pour une géométrie semblable, lesquelles permettront indépendamment du modèle de s'approcher d'une meilleure compréhension de la coupure en étudiant des paramètres précis de manière décorrélée

Chapitre 2 : Mise en place de l'expérience

Un dispositif expérimental dédié à cette étude a été mis en place. Il est constitué d'une alimentation électrique générant une impulsion de courant, d'une maquette reproduisant le principe d'une chambre de Disjoncteur Basse-Tension (DBT), d'un système de déclenchement permettant de recréer le mouvement d'ouverture du contact, d'une chaîne d'acquisition ainsi que de logiciels de post-traitement. Nous allons dans ce chapitre décrire ces différents éléments.

I. Alimentation

En France, les Miniature Circuit Breakers (MCB) sont installés sur les réseaux 230V/50Hz. Ils doivent couper des courants de court-circuit pouvant atteindre 25kA prospectif. Pour des tests cohérents, il est nécessaire de pouvoir reproduire cette onde électrique. Atteindre une telle puissance demande soit un réseau électrique indépendant (alternateur ou ligne EDF particulière) soit d'accumuler l'énergie pendant quelques minutes dans des batteries et de la relâcher en l'espace de 10 ms. Nous avons choisi cette seconde solution, plus aisée à mettre en œuvre en laboratoire et également moins encombrante et contraignante.

I.A) L'onde

La configuration la plus simple pour reproduire un courant oscillant correspond à un circuit LC comme montré sur la **Figure 2.1**.

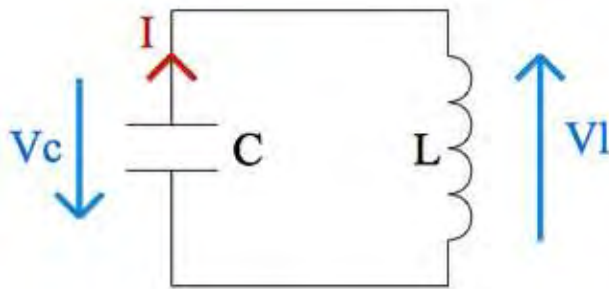


Figure 2.1 : circuit LC produisant une oscillation non-amortie

Pour générer l'onde de courant, un banc de condensateurs C sera déchargé à travers une inductance L dans un dispositif à tester, qui peut être un disjoncteur industriel ou notre maquette. Dans un premier temps, en négligeant la résistance équivalente des câbles, on obtient l'équation différentielle:

$$\frac{d^2q(t)}{dt^2} + \frac{1}{LC} q(t) = 0 \quad (2.1)$$

Où $q(t)$ est la charge de la capacité en Coulomb à l'instant t , L la valeur d'inductance en Henry et C la capacité en Farad.

Le produit LC de l'équation (2.1) est nécessairement positif ce qui donne un discriminant négatif et un régime harmonique pour la solution de l'équation. On obtient donc des signaux oscillants avec des caractéristiques telles que :

$$\omega = 1/\sqrt{LC} \quad (2.2)$$

$$f = 1/2\pi\sqrt{LC} \quad (2.3)$$

Où ω est la pulsation en radian par seconde, f est la fréquence en Hertz.

$$V_c(t) = V_{c0} \cos(\omega t - \omega t_0) = V_{c0} \cos(\omega t - \varphi) \quad (2.4)$$

Où $V_c(t)$ et V_{c0} sont respectivement la tension instantanée et initiale des condensateurs; t et t_0 sont respectivement le temps et l'instant initial du système; et $\varphi = \omega t_0$ est la phase à l'origine.

Le courant dans une capacité est lié à la tension à ses bornes par la relation:

$$i(t) = C \frac{dv(t)}{dt} = \frac{dq(t)}{dt} \quad (2.5)$$

On en déduit :

$$i(t) = -V_{c0} C \omega \sin(\omega t - \omega t_0) = I_0 \sin(\omega t - \varphi) \quad (2.6)$$

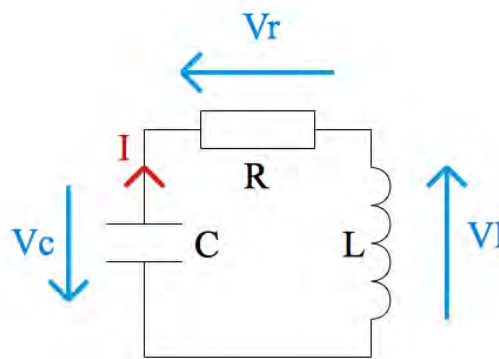


Figure 2.2 : Circuit RLC produisant une oscillation amortie.

Si l'on considère le circuit dans sa globalité, la résistance R des câbles étant non-négligeable, notamment quand la capacité est importante, le schéma électrique devient alors celui de la Figure 2.2 et l'équation différentielle du système l'équation:

$$\frac{d^2q(t)}{dt^2} + \frac{R}{L} \frac{dq(t)}{dt} + \frac{1}{LC} q(t) = 0 \quad (2.7)$$

Cette résistance étant un parasite, nous faisons l'hypothèse qu'elle est suffisamment faible pour que le discriminant reste négatif. Les nouvelles grandeurs caractéristiques du signal électrique créé sont alors données par les équations (2.8-11) :

$$\omega = \frac{\sqrt{4LC - R^2C^2}}{2LC} \quad (2.8)$$

$$f = \frac{\sqrt{4LC - R^2C^2}}{4\pi LC} \quad (2.9)$$

$$V_c(t) = V_{c0} e^{-Rt/2L} \cos(\omega t - \omega t_0) \quad (2.10)$$

$$i(t) = -V_{c0}C\omega e^{-Rt/2L} \sin(\omega t - \omega t_0) = I_0 e^{-Rt/2L} \sin(\omega t - \varphi) \quad (2.11)$$

Ainsi, la résistance des câbles induit un amortissement qui diminue la valeur maximale du courant et modifie la forme du signal qui n'est plus symétrique. Le taux d'amortissement est donné par l'équation:

$$\zeta = \frac{R/L}{2 \times \sqrt{1/LC}} = \frac{R\sqrt{C}}{2\sqrt{L}} \quad (2.12)$$

Ce taux ζ doit rester inférieur à 1 si nous voulons obtenir un régime apériodique. Ceci est contraignant lorsque nous cherchons à atteindre de forts courants pour lesquels nous devons utiliser une capacité C importante et une faible valeur d'inductance L.

La fréquence du signal est aussi impactée par la résistance parasite. Comme il nous est difficile de l'évaluer nous ne pouvons garantir l'obtention d'une demi-onde de signal sinusoïdal à une fréquence précise de 50 Hz.

Bien entendu, dans nos conditions expérimentales, l'impédance que nous considérons sera complètement modifiée par la présence en série de l'arc dont la nature résistive entraîne la limitation de courant.

Nous souhaitons fournir quatre ordres de grandeurs d'intensité. Pour cela nous utilisons quatre combinaisons d'inductances et de capacités qui donnent une fréquence autour de 50 Hz dans nos conditions d'utilisation :

- Courant 1kA : L1 = 1770 μ H, C1 = 5,6 mF ;
- Courant 3kA : L2 = 658 μ H, C2 = 15 mF;
- Courant 5kA : L3 = 317 μ H, C3 = 30 mF;
- Courant 10kA : L4 = 96 μ H, C4 = 87,7mF.

L'adaptation du niveau de courant se fait aisément par la variation de la tension de charge des condensateurs. Dans notre cas, nous avons choisi une tension réglable jusqu'à 600V. Afin de réduire au maximum la résistance parasite, le câblage a été effectué autant que possible avec des barres de cuivre.

Le type d'onde de courant obtenu en l'absence d'arc est présenté en **Figure 2.3**:

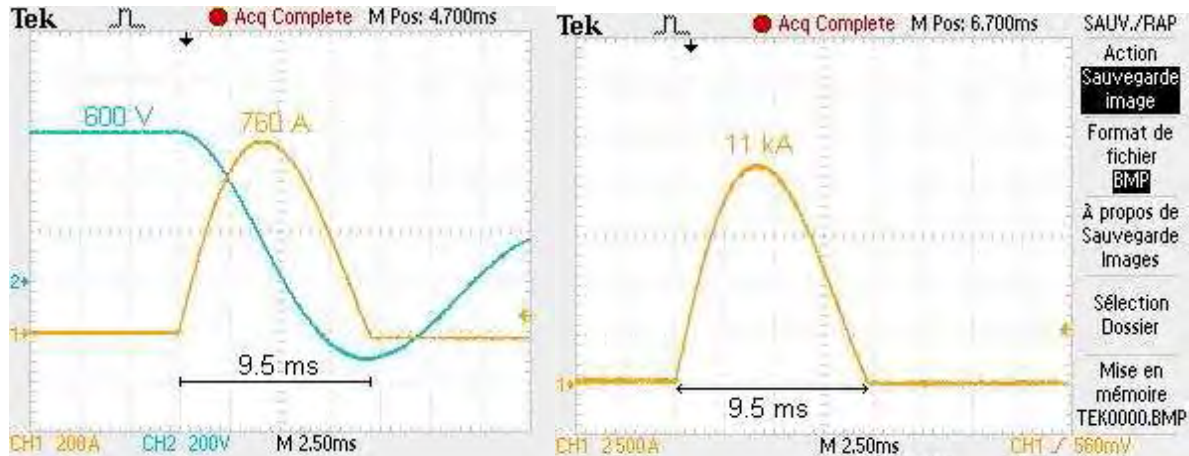


Figure 2.3 : Formes d'ondes obtenues avec notre système pour différents courants sans arc:
-à gauche: faible courant avec le banc L1C1; -à droite fort courant avec le banc L4C4.

I.B) La commande

Une fois le banc de capacité chargé à la tension voulue, il faut le décharger dans le dispositif expérimental. Nous avons besoin d'un composant pouvant supporter un courant de 10kA, présentant une faible résistance et permettant une bonne synchronisation. Pour cela nous utilisons un thyristor repéré Th1 sur la **Figure 4**. Il s'agit d'un semiconducteur commandé en fermeture qui se bloque si le courant qui le traverse devient inférieur au courant de maintien. Dans notre cas, cela permet une coupure naturelle du courant au passage par zéro et constitue une sécurité.

Le thyristor TAS7 que nous avons choisi permet d'envoyer des impulsions non répétées jusqu'à 30kA avec une réactivité de l'ordre de la microseconde. Le dissipateur thermique a été dimensionné pour permettre de générer une onde de 10 kA crête toutes les quinze minutes.

Afin de s'assurer de bien décharger les capacités, on ajoute une diode D1 de roue libre et un second thyristor Th2 qui permettent de prolonger l'onde sinusoidale amortie. Th2 permet également de court-circuiter le réacteur et donc d'éteindre la décharge au moment voulu afin de réduire la durée de l'arc et donc les dégâts dans la chambre de

coupure. La commande des thyristors se fait par fibre optique afin de limiter les perturbations électromagnétiques.

I.C) La charge

La charge du banc de capacité se fait à tension constante pouvant être fixée entre 0 et 600V à l'aide d'un autotransformateur.

Un contacteur permet de lancer la charge et d'isoler le banc de capacité du réseau pendant le test. Par sécurité, un bouton d'arrêt d'urgence est présent pour déconnecter le circuit de charge et décharger le banc de capacité. L'ensemble du circuit de l'alimentation est résumé sur la **Figure 2.4**:

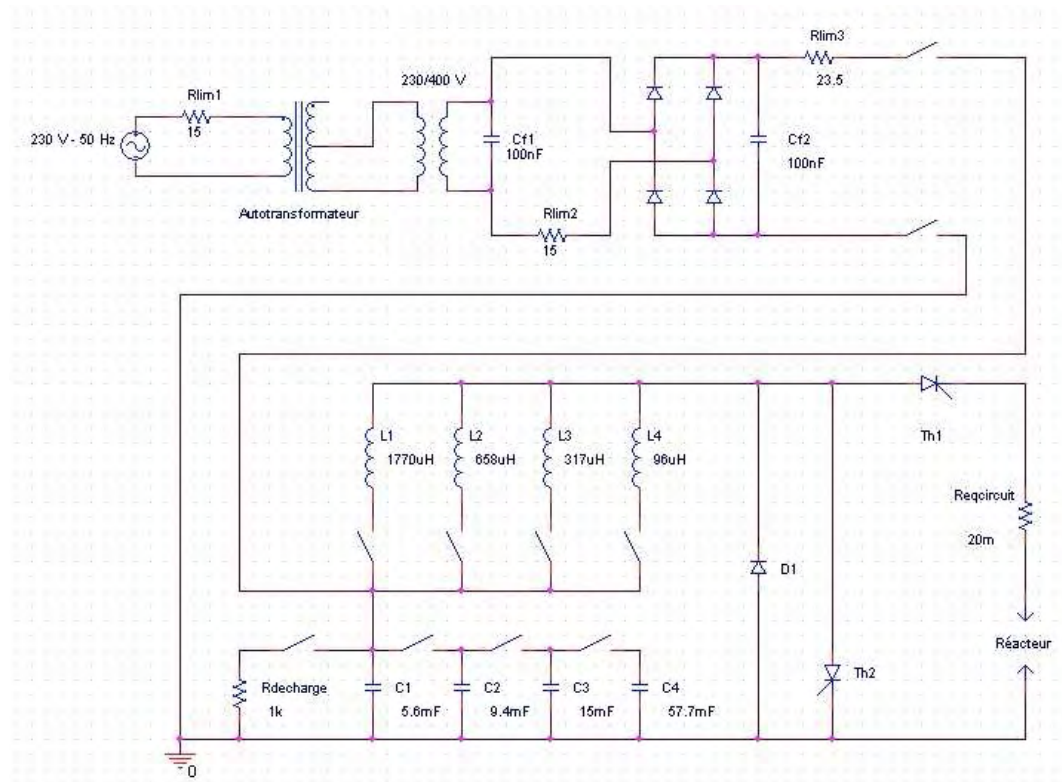


Figure 2.4 : Schéma électrique de notre alimentation.

Avec une telle alimentation nous sommes à même de reproduire un courant de défaut de type court-circuit d'un courant prospectif allant jusqu'à 13kA. Ce dispositif permet donc de tester des disjoncteurs industriels. Au fil des améliorations ces systèmes sont devenus très complexes dans leur géométrie aussi nous les substituerons par une maquette reprenant le même principe mais avec une géométrie simplifiée permettant une meilleure étude des phénomènes. Nous ferons donc des mesures dans des MCB classiques ainsi que dans une maquette. La description de cette dernière est proposée dans le prochain paragraphe.

II. Maquette

Les MCB sont des systèmes compacts où la miniaturisation est un enjeu industriel. Aussi, le volume intérieur de notre réacteur s'approche autant que possible des dimensions réelles pour être sûr d'étudier le phénomène aux mêmes échelles géométriques. Cependant, afin d'observer le déplacement de l'arc sur une plus longue durée nous avons fait le choix d'augmenter la longueur de la chambre.

Le concept de notre maquette est représenté sur la **Figure 2.5**. Afin de pouvoir séparer les différents phénomènes, nous travaillons dans une géométrie simplifiée : la forme de la chambre du réacteur est un parallélépipède rectangle. Deux rails parallèles en acier serviront à guider l'arc dans la chambre. Cela limite le nombre de paramètres à prendre en compte (angle entre les rails, cassure, ...) et simplifie le comportement de l'arc (déplacement rectiligne, pas d'effet de pointe, ...). Dans une optique de comparaison avec le modèle, cela facilite également la réalisation et la mise en œuvre du maillage et l'observation du comportement de l'arc.

Un contact rotatif permet de recréer le mouvement d'ouverture. Les splitters ne sont pas nécessairement présents car notre étude s'intéresse plus au déplacement qu'à l'extinction de l'arc mais certains tests ont été effectués en leur présence afin de limiter le courant quand l'arc atteint le fond de la boîte. Les parois de la chambre peuvent être constituées de différents matériaux pour analyser l'effet de l'ablation sur le déplacement de l'arc.

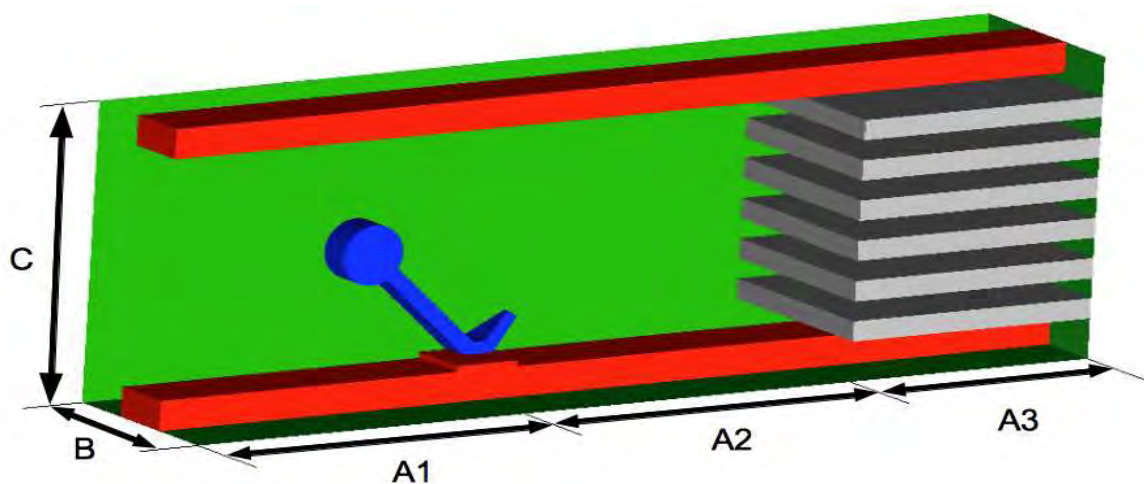


Figure 2.5: Exemple de géométrie simplifiée.

Diverses études ont déjà été menées dans des réacteurs simplifiés semblables à la **Figure 2.5**. Nous nous sommes inspirés notamment des travaux de Fiévet et Doméjean [Fié97, Dom97] pour établir notre maquette. Voici un tableau non exhaustif de géométries utilisées dans la littérature:

A1 (mm)	A2 (mm)	A3 (mm)	B (mm)	C (mm)	Référence
6	16	20	4	8	[Mut10]
5	35		4,5; 8; 12	11	[Lin98]
90	90		5	5; 10; 15	[Zel01]
-	70	20	>5	24	[Kub08]
-	110		13	27	[Dom97]
-	42		10	27	[Caj99]
80			10	15	[Wu07]
120			7	17	[Yan10]
25 à 50	22 à 50		10; 15; 20	23	Notre étude

Tableau 2.1 : Récapitulatif des géométries utilisées.

Dans ce tableau A1 est la distance entre le début de la chambre et le point de contact; A2 la distance entre le point de contact et les splitters; A3 la longueur des splitters; B la largeur de la chambre; et C la hauteur de la chambre (voir **Figure 2.5**).

Les caractéristiques notables de notre réacteur (voir **Figure 2.6**) sont de permettre de filmer l'arc et d'effectuer des mesures en plusieurs points de la chambre pour observer localement la montée en pression avec le déplacement de l'arc. La chambre est fermée par une paroi transparente pour permettre l'imagerie. Des ouvertures sont pratiquées dans le fond de la chambre en différents points pour mesurer la pression le long du déplacement de l'arc. Ces ouvertures utilisées pour le positionnement des capteurs de pression pourraient également être mises à profit pour injecter un gaz autre que l'air. Il est également possible de faire varier les volumes à l'amont et à l'aval du contact mobile en déplaçant les parois aux extrémités de la chambre. Cela permettra d'étudier l'influence des forces de pression sur le départ de l'arc après son allumage à l'ouverture des contacts.



Figure 2.6 : Photo du réacteur.

Le principe de la chambre de coupure d'un disjoncteur basse-tension a été repris dans une géométrie simplifiée (parallélépipède) présentée **Figure 2.5** ce qui permet de limiter le nombre de paramètres à prendre en compte et facilitera la comparaison avec le modèle. La distance entre les rails (23mm, la hauteur d'un bloc de déions) et la largeur de la chambre (autour de 15mm, la largeur d'un bloc de déions) est comparable aux produits industriels. La longueur de la chambre, elle, est bien plus grande (réglable de 47 à 100mm) afin de pouvoir suivre le déplacement de l'arc suffisamment longtemps. Les matériaux utilisés sont en PMMA (opaque pour les parois, plexiglas pour la vitre) qui s'ablatent en présence de l'arc. Il serait intéressant de les remplacer par des matériaux céramiques inertes pour limiter l'ensemencement du milieu par évaporation des parois et d'observer les différences de comportement de l'arc.

III. Système d'ouverture

Pour un bon fonctionnement du DBT, la vitesse d'ouverture des contacts doit être assez importante. Un écartement des contacts de 6m/s est souvent utilisé [Bel85]. Pour évaluer l'effet de la vitesse d'ouverture, il nous faut un système capable de faire varier cette valeur entre 1 et 10m/s tout en étant synchronisé avec l'onde fournie par l'alimentation. Le dispositif doit également garantir une force de maintien à l'état fermé pour avoir une résistance de contact faible et éviter une ouverture prématurée sous l'effet de la striction électromagnétique (voir **Chapitre 1, partie V.B**)).

Différentes solutions ont été envisagées basées sur l'utilisation d'un moteur, d'un solénoïde, d'un ressort et/ou d'une masse en percussion.

III.A) Moteur

Le mouvement du contact dans les MCB est principalement une rotation. Afin de reproduire ce mouvement, une première solution envisagée a été le moteur électrique qui permet un excellent contrôle de la rotation et une vitesse très élevée notamment en utilisant des boîtes de vitesses. Des systèmes automatiques permettent une commande en vitesse ou en position et garantissent fiabilité et répétabilité.

Malheureusement, les moteurs électriques présentent une constante de temps trop importante pour notre application. Il leur faut quelques centaines de millisecondes pour atteindre leur vitesse maximale. Il existe des moteurs dit "faible inertie" mais ils semblent encore trop peu réactifs pour notre application. Une solution aurait été de lancer le moteur puis de l'accoupler au contact mobile une fois la vitesse atteinte mais cela nécessite beaucoup de précision dans l'ajustement des pièces mécaniques et dans le contrôle temporel.

III.B) Solénoïde

Les solénoïdes sont des actionneurs électriques à reluctance variable. Lorsqu'on les alimente en courant, les pièces mécaniques se positionnent de façon à maximiser le flux électromagnétique. Ce mouvement peut être rectiligne ou de rotation. Ce sont des systèmes compacts et simples d'utilisation. Si la force déployée par ces systèmes est suffisante, elle n'est pas constante ce qui impacte la vitesse. Le mouvement est d'abord lent puis accélère, ce qui n'est pas bon pour la coupure de courant. De plus, le système est sujet aux frottements et prend du temps pour être magnétisé ce qui amène un problème de reproductibilité et de synchronisation.

III.C) Ressort

Dans les MCB, l'ouverture est faite par un ressort maintenu en contrainte par une serrure. L'utilisation d'un ressort adapté permet d'atteindre la vitesse voulue pour une masse du contact mobile donnée. En augmentant la précontrainte du ressort, par exemple en le comprimant davantage à l'aide d'une vis de réglage, on pourrait faire varier la vitesse d'ouverture. Cependant cette solution nécessite pour son dimensionnement un savoir faire en génie mécanique que nous n'avons pas au sein de notre laboratoire.

III.D) Percussion

Des travaux dans le domaine des relais électromécaniques [Zel10] ou dans celui des relais téléphoniques [Uts69] présentent un dispositif permettant l'ouverture de contact à vitesse contrôlée. Il s'agit d'une masse en chute libre qui vient percuter le contact mobile, entraînant son ouverture à la vitesse finale de la chute comme on peut le voir sur la **Figure 2.7**. On contrôle ainsi la vitesse d'ouverture en changeant la hauteur de chute. La masse et la gravité étant constantes, ce dispositif présente une excellente reproductibilité. Un ressort assure la force de contact mais celle-ci est négligeable face à l'impact et ne ralentit pas l'ouverture. Dans l'expérience d'Utsumi [Uts69], les pièces mobiles sont en tungstène car ce matériau est peu élastique et n'amortit pas le choc.

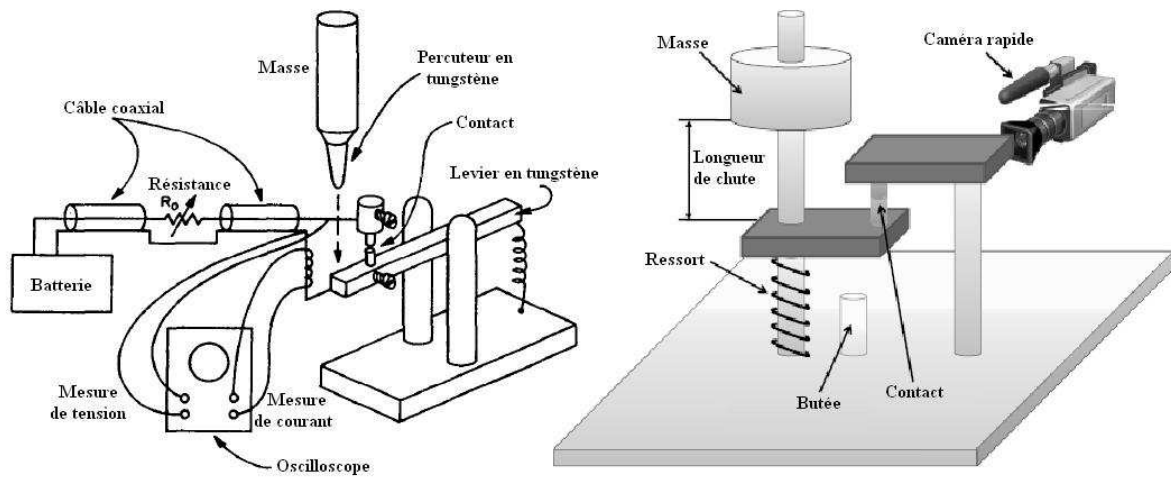


Figure 2.7 : Dispositifs expérimentaux pour une ouverture de contact contrôlée en vitesse à gauche le travail d'Utsumi [Uts69], à droite le travail de Zeller. [Zel10]

Pour une masse lâchée à $t=0$ avec une vitesse initiale nulle et si on néglige les frottements on a :

$$V_f = g \times t_f = \sqrt{2 \times g \times h} \quad (2.13)$$

$$h = \frac{V_f^2}{2 \times g} \quad (2.14)$$

$$t_f = \frac{V_f}{g} = \sqrt{2 \times h/g} \quad (2.15)$$

Où V_f est la vitesse à la fin de la chute en mètre par seconde (m/s), h est la hauteur de chute en mètre (m), t_f est la durée de la chute en seconde (s), et g est l'accélération de la gravité en mètre par seconde carrée (m/s^2).

Ce système a été développé pour l'étude des relais où la séparation des contacts se fait à des vitesses de l'ordre de 1 m/s. Dans notre application, pour atteindre 10m/s, il faudrait lâcher une masse d'une hauteur de 5m pour une chute d'environ 1s ce qui n'est pas envisageable.

III.E) Notre solution

Notre solution s'inspire des trois méthodes précédentes : un solénoïde vient libérer une masse mise en mouvement par un ressort. Cette masse vient percuter un levier accouplé au contact mobile. On obtient ainsi le mouvement de rotation de l'ouverture de contact. Le principe de ce système est présenté en **Figure 2.8**. A la réception du dispositif, il nous a fallu le tester pour déterminer les vitesses d'ouverture accessibles ainsi que la répétabilité.

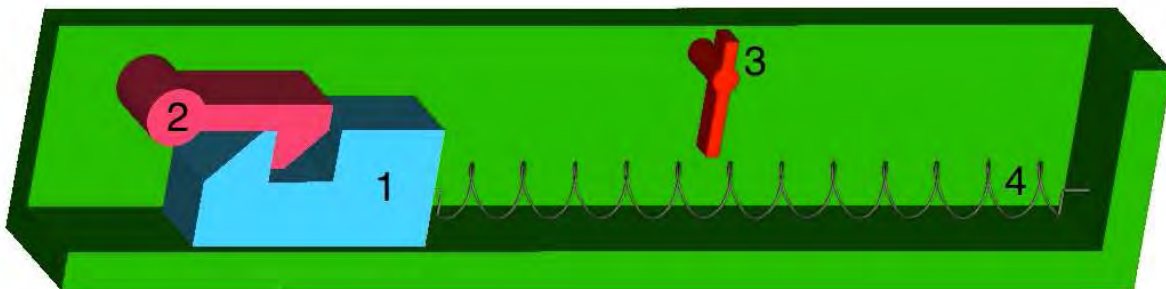
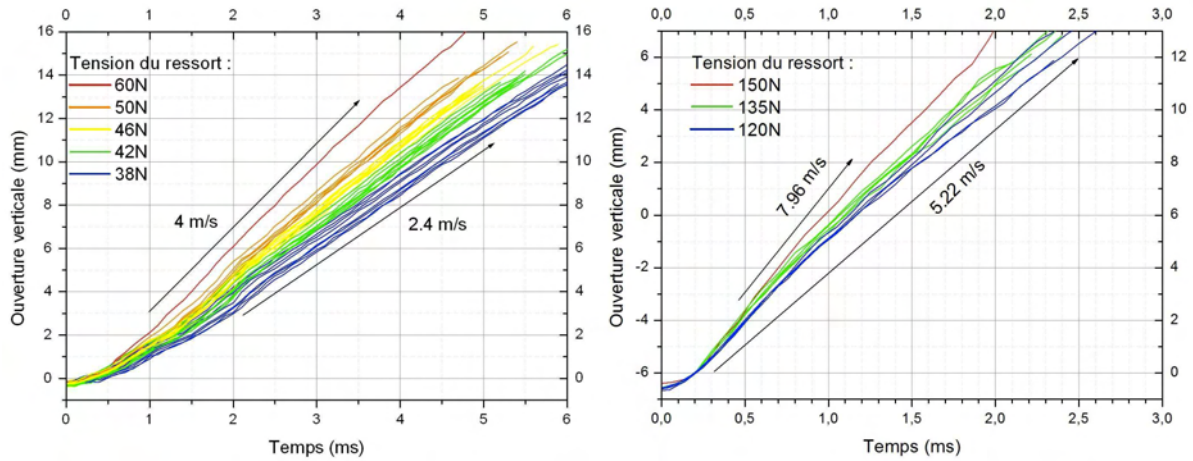


Figure 2.8 : Schéma de principe du système d'ouverture. 1 : masse/percuteur ; 2 : serrure ; 3 : levier ; 4 : ressort.

III.E.1) Vitesses d'ouvertures

La vitesse d'ouverture peut être modifiée au travers de la raideur du ressort et de sa tension. Pour comparer les différents essais on utilise la force de traction du ressort lorsque le mécanisme est armé. On mesure cette force à l'aide d'un dynamomètre sur lequel le ressort est accroché.

Pour mesurer la vitesse d'ouverture, on suit la pointe du contact mobile sur le film en imagerie rapide à l'aide du logiciel libre Tracker [Bro08]. La grandeur utilisée est l'ouverture verticale c'est à dire l'écartement entre la pointe du contact et le rail. Cette grandeur représentée sur les **Figures 2.9 et 2.10** en fonction du temps pour différents ressorts semble évoluer linéairement avec le temps ce qui permet d'utiliser la même valeur pour la vitesse moyenne, la vitesse instantanée et la vitesse d'ouverture.



Figures 2.9 et 2.10 : positions de la pointe du contact en fonction du temps mesurées par imagerie rapide pour différentes tensions et raideurs du ressort.

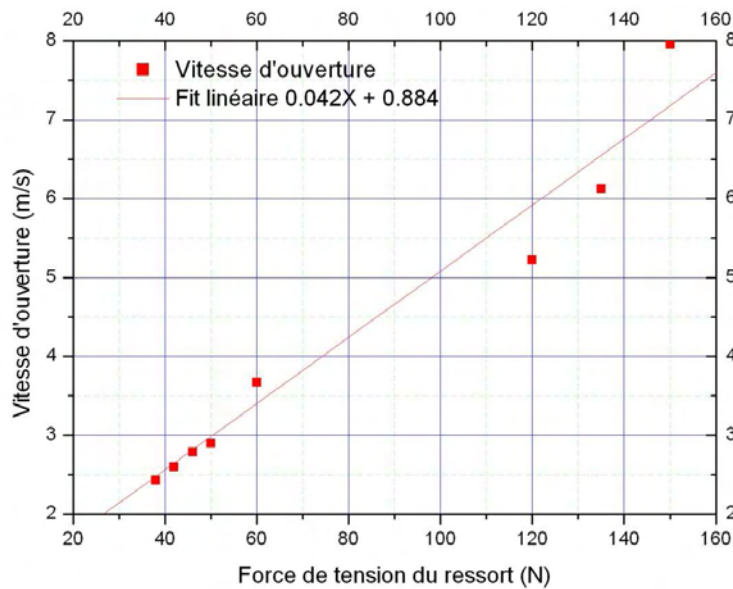


Figure 2.11 : Vitesse d'ouverture en fonction de la force de tension du ressort.

Pour des forces de tensions comprises entre 38 et 150N, la vitesse varie entre 2,5 à 8 m/s comme montré sur la **Figure 2.11**. On peut réduire cette vitesse en utilisant un ressort moins raide et l'augmenter en réduisant les frottements secs lors de la course du percuteur ou en augmentant la raideur du ressort. Il faut cependant faire attention à ne pas détériorer le système avec des chocs trop violents.

III.E.2) Répétabilité

En terme de répétabilité, le principal problème vient du solénoïde qui sert de verrou pour le percuteur. En effet, même à vide, le temps d'ouverture présente une variabilité de l'ordre de la centaine de milliseconde. Selon la tension du ressort et l'état du verrou, la libération du percuteur peut prendre jusqu'à quelques secondes ou ne pas avoir lieu. Pour s'affranchir de ces aléas, on utilise un optocoupleur pour détecter le départ du percuteur et synchroniser l'expérience. Ce dispositif sécurise aussi l'expérience car il empêche le déclenchement de l'onde de courant si le contact n'est pas prêt à s'ouvrir (tir faussé, risque de soudage du contact). Cette détection optique du mouvement permet de passer d'une incertitude supérieure à 100ms à un écart type de l'ordre de 1 à 2 ms, c'est qui est mieux mais pas encore suffisant.

L'optocoupleur était initialement placé derrière le percuteur pour repérer son départ. Cependant la course de ce dernier introduisait aussi une légère incertitude dont nous avons voulu nous affranchir en détectant plutôt l'arrivée du percuteur près du levier, toujours avec le même optocoupleur. Pour ce faire, on attache au percuteur une languette transparente qui vient glisser entre les branches de l'optocoupleur (**Figure 2.12**). En plaçant une bande adhésive opaque sur cette languette on peut choisir pour quelle position du percuteur se fait le déclenchement. En se mettant plus près du point d'ouverture on arrive à une incertitude sur l'instant d'ouverture du contact inférieure à 0,3 ms ce qui est tout-à-fais convenable. Il faut aussi considérer le vieillissement du ressort, l'usure des pièces mobiles et leur état de surface. Même si ce dernier point semble peu important, il reste préférable de mesurer le délai à l'ouverture avant chaque série de tests. La configuration globale du système d'ouverture est visible en **Figure 2.13**. On peut y reconnaître les différents éléments décrits dans ce paragraphe ainsi que la maquette en premier plan.

Nous allons a présent donner une description de la métrologie mise en œuvre pour notre étude.

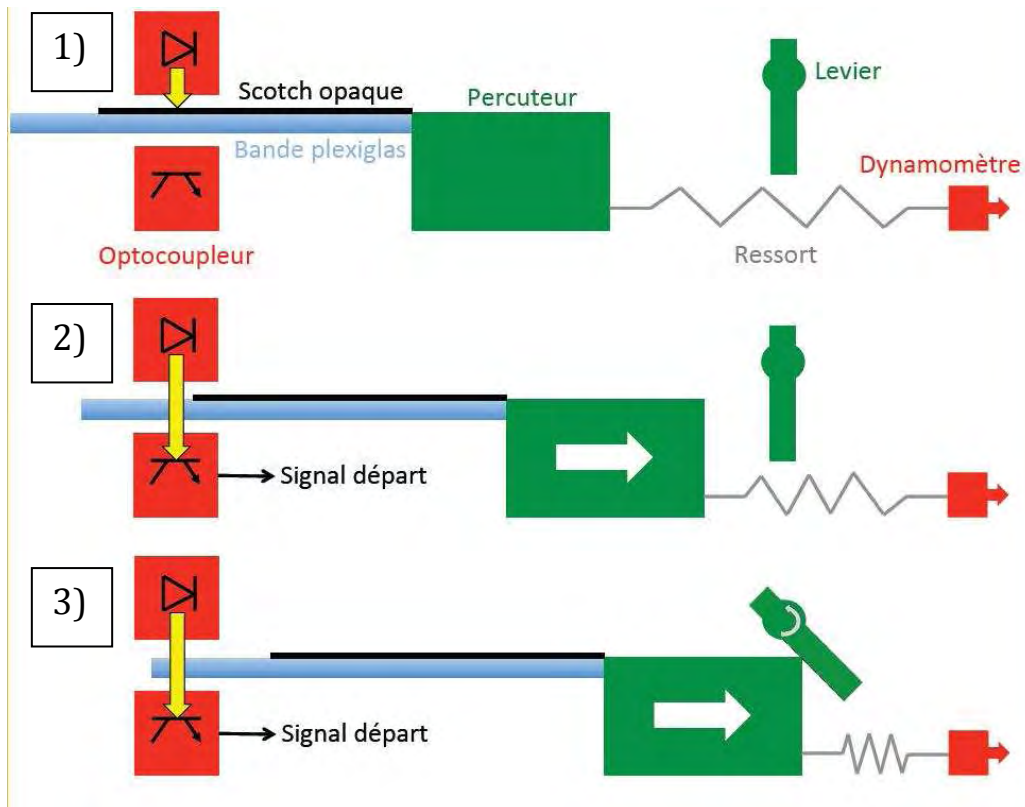


Figure 2.12 : Fonctionnement du système d'ouverture avec les améliorations pour la répétabilité.

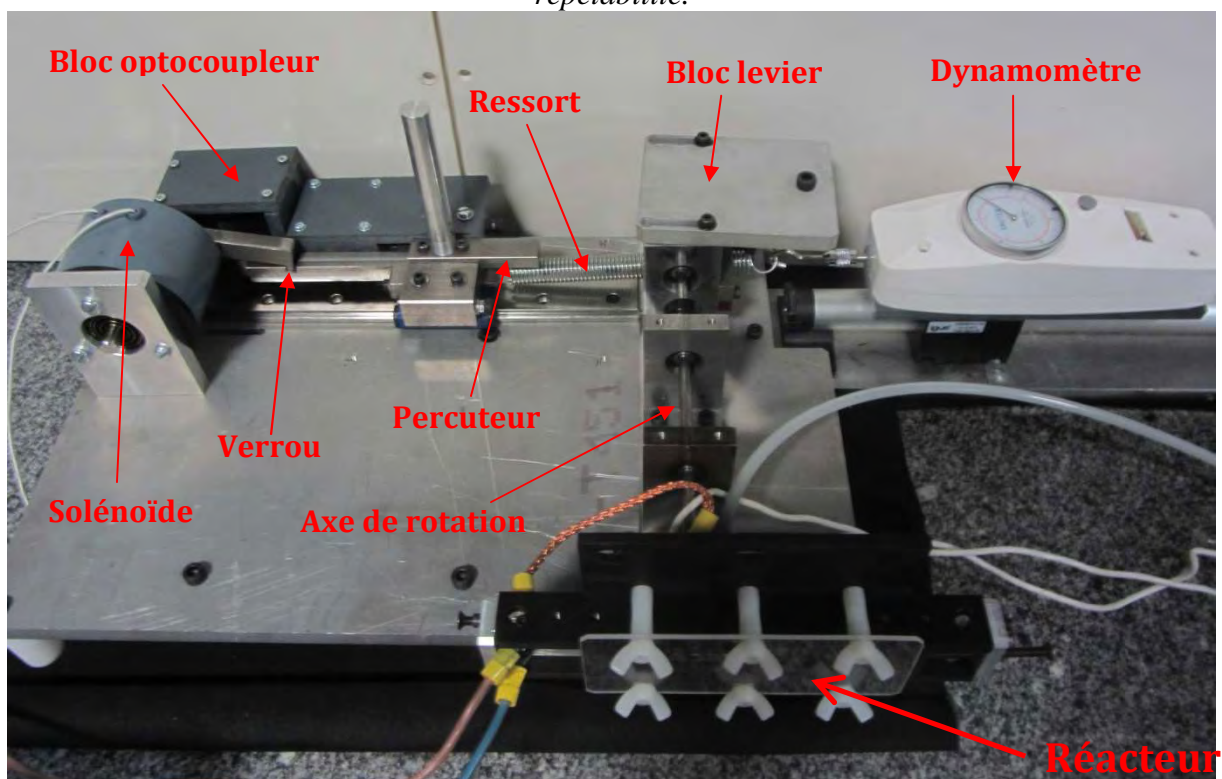


Figure 2.13 : Photo du système d'ouverture et du réacteur en position armée.

IV. Chaîne d'acquisition

Pour analyser les phénomènes et comparer avec le modèle numérique nous avons choisi de réaliser quatre types de mesures : courant, tension, pression et imagerie rapide.

IV.A) Mesures électriques

La mesure la plus "habituelle" dans le domaine des plasmas d'arc est le relevé des courants et tensions qui permet de remonter à l'énergie de la décharge. Les grandeurs électriques que nous allons mesurer dans notre expérience sont le courant total I_{arc} et la tension d'arc U_{arc} mais aussi, pour les tests dans la maquette, la part du courant qui passe dans le contact mobile $I_{contact}$ et la tension aux bornes du banc de condensateurs V_{capa} . Ces grandeurs sont repérées sur la **Figure 2.14**.

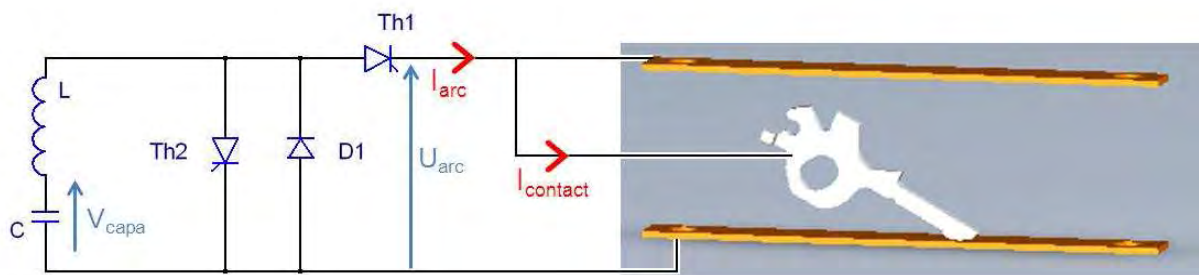


Figure 2.14 : schéma d'un test dans la maquette montrant les grandeurs électriques mesurées

De par la forte valeur d'inductance L de notre circuit, l'alimentation se comporte presque comme une source de courant idéale. Par conséquent, le courant I_{arc} est filtré et sa mesure ne nécessite pas une grande bande passante. Cependant nous verrons dans le chapitre **V.A.** que la dérivée seconde de ce courant peut révéler des phénomènes de rallumage aussi est-il bon d'avoir une résolution temporelle correcte. La mesure de I_{arc} est essentielle pour évaluer la puissance dans l'arc et pour observer la limitation de courant.

Si le courant de décharge I_{arc} est fortement contraint par l'alimentation, la tension d'arc U_{arc} est, elle, fonction des phénomènes intrinsèques au plasma et apporte bon nombre d'informations sur le déroulement de la coupure (voir **V.A.**). Elle est particulièrement non linéaire et présente des fronts de montée et descente successifs qui peuvent être très abrupts. Sa mesure demande donc une bande passante d'au moins 100 kHz pour ne pas perdre d'informations.

Le courant dans le contact I_{contact} est une information précieuse pour détecter la commutation. Celle-ci peut être très brusque et on peut souvent observer des rallumages sur le contact ou un courant résiduel indiquant qu'une faible proportion du courant de décharge passe par le gaz "tiède" autour du contact en parallèle avec l'existence d'un arc entre les rails. Par conséquent, ce courant présente une composante haute fréquence et doit être mesuré avec une bande passante élevée. Pour les tests dans les DBT industriels, nous ne sommes pas parvenus à isoler le courant dans le contact.

La tension aux bornes du banc de condensateur V_{capa} pourrait être déterminée analytiquement à partir de I_{arc} et U_{arc} à l'aide de l'équation **(2.16)**. Cependant, faire la dérivée d'un signal expérimental exacerbe le bruit aussi il nous a paru préférable et plus simple de mesurer directement la tension. Durant la décharge, celle-ci est une sinusoïde amortie parfaite d'une fréquence proche de 50Hz.

$$V_{\text{capa}} = U_{\text{arc}} + L \frac{dI_{\text{arc}}}{dt} \quad (2.16)$$

Les outils classiques pour les mesures électriques présentent des bandes passantes au delà de nos besoins. Aussi, le point limitant porte sur la vitesse d'acquisition. Nous utiliserons pour ces quatre mesures la carte NI PXI 6361 [Pxi63] qui permet l'acquisition d'un signal à 2 MHz ou de plusieurs à 1 MHz. Pour plus de simplicité, nous échantillonnerons nos quatre mesures électriques à la même fréquence de 500kHz. Nous connectons à cette carte deux sondes différentielles de bande passante 30MHz pour les mesures de tension et deux boucles de Rogowski mesurant jusqu'à 30 kA de 0,2Hz à 17MHz pour le courant.

IV.B) Mesure de pression

La mesure de pression est moins courante que les mesures électriques. Il s'agit d'observer un phénomène très bref dans un espace réduit avec beaucoup de perturbations électromagnétiques, des températures élevées et d'éventuelles projections de métal en fusion. Les capteurs de pression pouvant répondre à ce cahier de charges ne sont pas nombreux. Il existe néanmoins différentes technologies :

Des capteurs de pression très courants sont les manomètres et les jauges de contraintes mais ces systèmes ne sont pas adaptés dans notre cas, car trop peu réactifs.

Les autres technologies classiques de mesure de pression sont les piézoélectriques et piézorésistives. Ces systèmes sont très réactifs (100 kHz) et peuvent être fortement miniaturisés. Un matériau piézoélectrique génère des charges électriques quand il est déformé (ici, par la pression).

Les capteurs piézoélectriques mesurent la quantité de charge créée par la déformation et en déduisent la force exercée sur la membrane, donc la pression.

Les capteurs piézorésistifs, eux, observent la variation de résistivité du matériau de la membrane due à la création de charges dans son volume.

En dehors des technologies "piézo" et jauges de contraintes, un dispositif innovant a été développé et utilisé notamment pour étudier des arcs de coupure dans des disjoncteurs haute tension [Mot02]. Il s'agit pour cette méthode de mesurer la déformation de la membrane d'un capteur sous l'effet de la pression par un procédé optique. Cette déformation réfléchit plus ou moins un signal lumineux transmis par fibre optique et l'intensité lumineuse collectée en retour permet de déterminer la valeur de la pression. Ce capteur de taille très réduite peut être facilement intégré dans des espaces confinés. Il présente l'avantage d'être totalement insensible aux perturbations électromagnétiques dans la mesure où le traitement du signal optique peut se faire à plusieurs mètres de distance de l'arc. Comme tous les dispositifs de mesure de pression, il est sensible à la température, mais propose une meilleure durée de vie que des technologies piézo. Nous n'avons toutefois pas retenu cette solution car elle ne semble pas adaptée à notre gamme de pression et la bande passante est légèrement insuffisante (30 kHz).

Nous avons donc choisi d'utiliser des capteurs piézorésistifs pour leur relative facilité d'utilisation (par rapport au piézoélectrique). Il en existe de très petite taille (inférieure à 5mm pour la partie sensible) avec une bande passante avoisinant la centaine de kHz. Le capteur constitue un pont de Wheatstone que la déformation de la membrane déséquilibre. On peut utiliser la carte NI PXI 4331 [Pxi43] pour conditionner et récupérer l'information sur ce pont de Wheatstone mais bien souvent ces capteurs sont disponibles avec une pré-amplification transmettant un signal 0-10V. Au vu des pressions mesurées pour des arcs de coupures dans des travaux précédents [McB03, Pec01, Lin98, Ber02, Zel01, McB02, Dom97], nous pouvons nous attendre à une pression comprise entre 0,9 bar absolu (légère sous-pression) [Dom97] et 4,5 bar absolu [Lin98].

Nous avons testé les appareils de deux constructeurs différents : les XPM4 de Measurement Specialties et les M5HB de chez Keller. Nous allons maintenant présenter nos conclusions sur l'utilisation de ces deux capteurs.

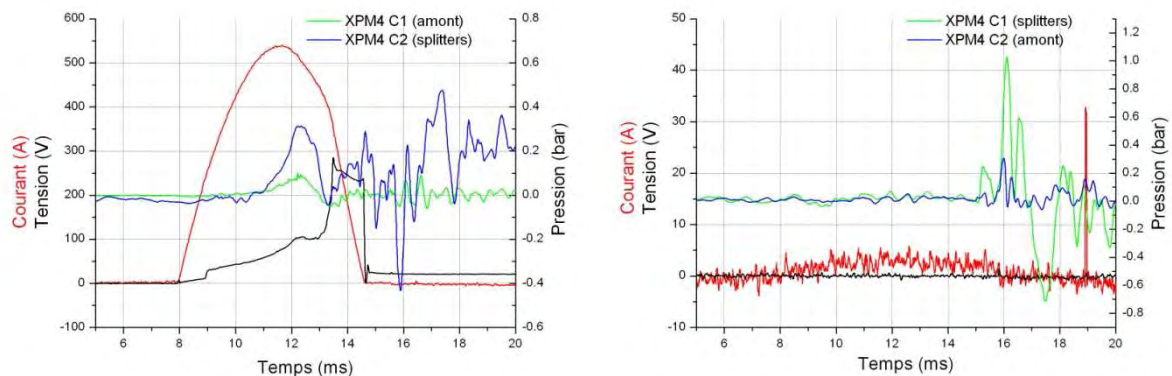
IV.B.1) Capteurs Measurement Specialties XPM4

Dans un premier temps nous avons testé les capteurs XPM4 proposés par la société Measurement Specialties. La partie sensible des MS XPM4 fait 3mm de diamètre. Cette taille réduite permet d'avoir davantage de points de mesures dans la chambre de coupure mais également de limiter le risque d'attachement de l'arc sur la membrane du capteur qui serait destructeur. La fréquence de résonance de ces capteurs est de 200 kHz ce qui semble correct pour observer des phénomènes comme la propagation d'une onde de pression. En nous basant sur les valeurs de pression trouvées dans la littérature (voir paragraphe précédent), nous avons choisi des capteurs calibrés jusqu'à 5 bars absolus. La mesure de pression absolue permet de mesurer une éventuelle sous-pression.

Ces capteurs sont constitués de ponts de Wheatstone passifs, il faut donc leur transmettre un signal pour lire la pression. Cette mise en forme est réalisée par une carte d'interface connectée sur la carte d'acquisition NI PXI 4331.

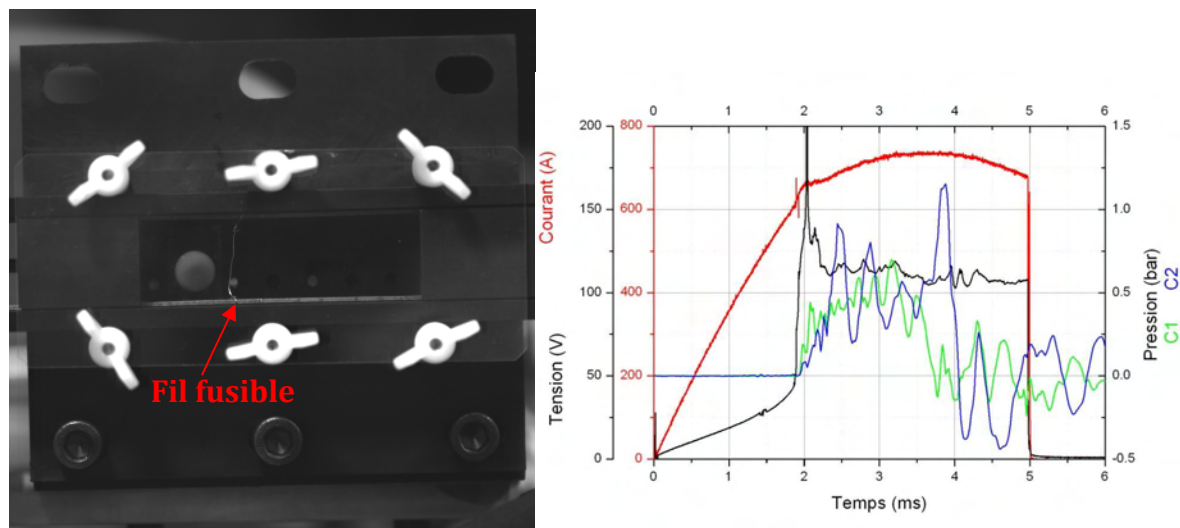
Deux XPM4 ont été achetés pour en tester le fonctionnement et le comportement en présence d'un arc. Faisant des mesures à l'air libre nous ne sommes pas parvenus à retrouver la valeur de la pression atmosphérique en utilisant le certificat de calibration. Il semble nécessaire de redéfinir un offset du signal avant chaque tir. Ces deux capteurs ont ensuite été testés sur un circuit d'air comprimé après avoir décaler la mesure pour retrouver la pression atmosphérique pour les capteurs à l'air libre. Les variations de pression mesurées par les XPM4 entre air ambiant et ligne d'air comprimé nous ont semblées "plausibles". Il serait néanmoins préférable de disposer d'un dispositif de calibration pour s'assurer de la validité de la mesure de pression avec ces capteurs.

Après réception de la maquette nous avons pu tester ces capteurs dans une enceinte soumise à un arc pour différents courants. Les résultats sont assez mitigés. Il apparait une montée en pression au moment du maximum de puissance dans la décharge. On observe ensuite des pics négatifs et positifs du même ordre de grandeur alors même que l'arc s'est éteint (**Figures 2.15**). En comparant ces mesures avec des tests sans arc mais avec ouverture des contacts (**Figures 2.16**), il apparait que ce signal traduit un choc mécanique transmis par le châssis du système d'ouverture vers les capteurs de pression et correspond temporellement au moment où le mécanisme d'ouverture arrive en butée. Les vibrations dues à l'ouverture sont aussi responsables d'oscillations qui rendent le signal moins exploitable.



Figures 2.15 et 2.16 : Pressions pendant l'ouverture des contacts avec arc à gauche et sans arc à droite.

Pour s'affranchir de ces parasites, il serait possible de déterminer une signature de ce choc pour la soustraire aux signaux des capteurs mais il semble que la variabilité de cette erreur soit trop importante pour qu'une telle méthode donne de bons résultats. Une autre solution serait de ne pas fixer le réacteur sur le châssis du système d'ouverture pour l'isoler mécaniquement. Nous avons aussi amorcé l'arc par fil fusible (**Figure 2.17**) ce qui fait disparaître ce problème (**Figure 2.18**) mais ne permet plus de changer la vitesse d'ouverture. La préparation du test devient aussi plus fastidieuse.



Figures 2.17 et 2.18 : Réacteur préparé pour un amorçage par fil fusible et résultats.

Avec le fil fusible, nous ne sommes pas parvenus à détecter l'onde de choc consécutive à l'allumage de l'arc comme ont pu l'observer Zeller & al. [Zel01]. L'analyse d'un tel phénomène était pourtant une des raisons du choix d'un capteur avec une bande passante aussi grande.

D'un point de vue électrique, les capteurs XPM4 ne semblent pas affectés par les perturbations électromagnétiques. Cependant, la température a un effet critique sur le signal de sortie (voir **Figure 2.19**), et ce malgré la protection de la membrane par une couche de graisse silicone. En effet, pour des tirs à plus forte puissance, avec un arc résidant quelques millisecondes à proximité du capteur, on observe une dérive de l'information de pression jusqu'à des valeurs fantaisistes (17.5 bar quand le calibre du capteur est 5 bar) sous la forme d'un premier ordre avec constante de temps traduisant probablement la diffusion de la chaleur aux capteurs même après la coupure.

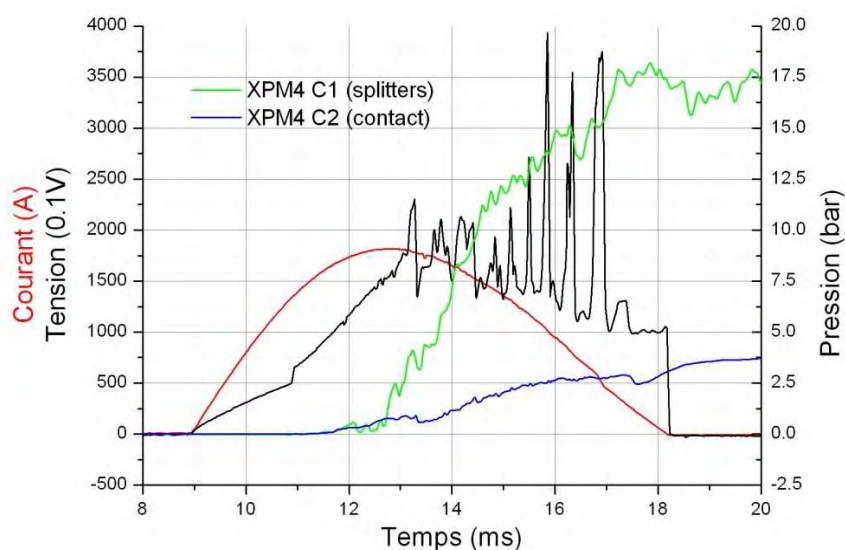


Figure 2.19 : Mesures en présence d'arc pour une intensité jusqu'à 1,8 kA présentant une dérive thermique sur les relevés de pression.

Entre autres défauts, l'offset de ces capteurs dérive entre les différents tirs et en fonction de la force de vissage des capteurs. Cela pose problème pour l'interprétation de l'information qui est censée être une pression absolue (nota : dans les graphes, les courbes ont été décalées pour commencer à la valeur 0 bar). Sur la **Figure 2.20** trois tirs successifs sont présentés dans des conditions identiques, avec des tensions et courants comparables. Néanmoins, on remarque que la mesure de pression n'est pas répétitive et est chargée d'oscillations qui empêchent une étude plus fine que le relevé de la pression maximale (déphasage des pressions entre les différentes positions, propagation d'onde de choc, ...).

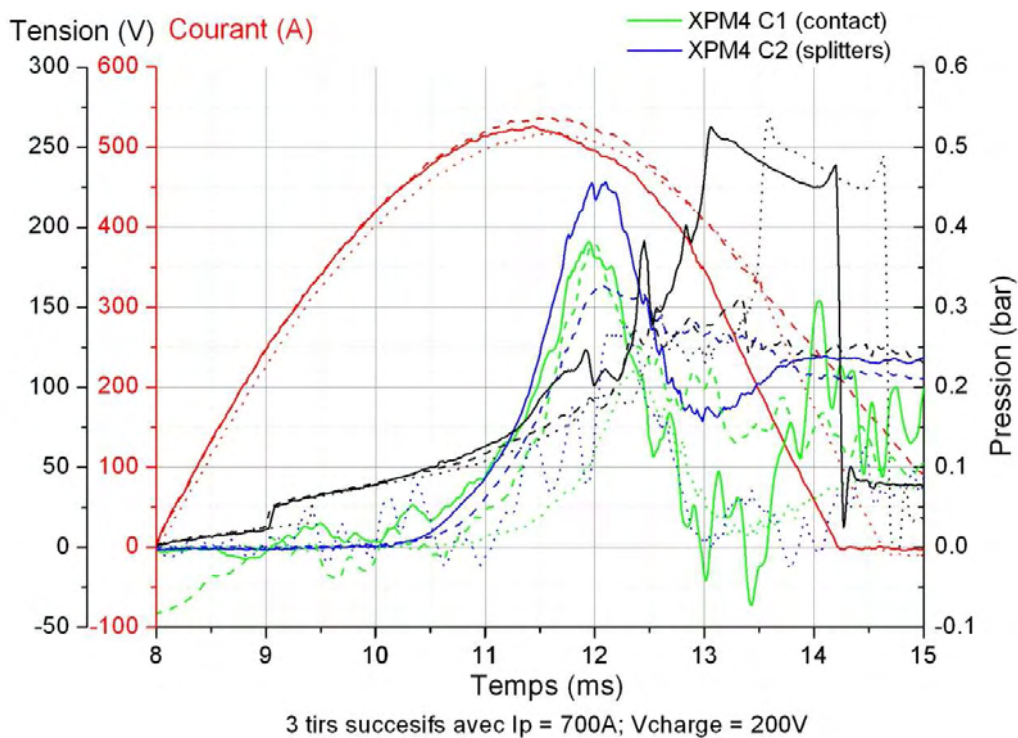


Figure 2.20 : Superposition des relevés de courant, tension, et pression en deux endroits pour trois tirs successifs dans les mêmes conditions.

IV.B.2) Capteurs Keller M5HB

Afin d'essayer d'autres capteurs, nous avons commandé le modèle M5HB produit par Keller qui n'était pas disponible sur le marché lors du choix des précédents capteurs. Il s'agit aussi de capteurs piezorésistifs mais cette fois avec pré-amplification (transmetteur de pression). La documentation technique spécifie que ces capteurs sont insensibles aux chocs mécaniques et vibrations ce qui permet de les utiliser avec notre système d'ouverture sans perturbation. Les autres caractéristiques affichées sont moins bonnes que pour les XPM4 : bande passante de 50kHz contre 200kHz, diamètre de 4mm contre 3mm. Nous plaçons cinq capteurs dans la chambre de la maquette comme indiqué sur la **Figure 2.21**.

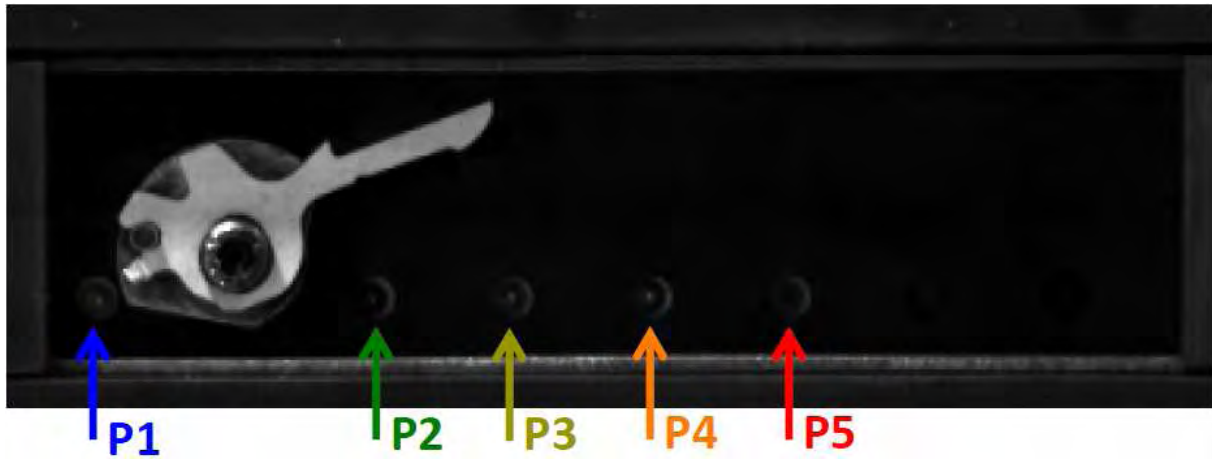


Figure 2.21 : Position des 5 capteurs de pression M5HB dans la chambre.

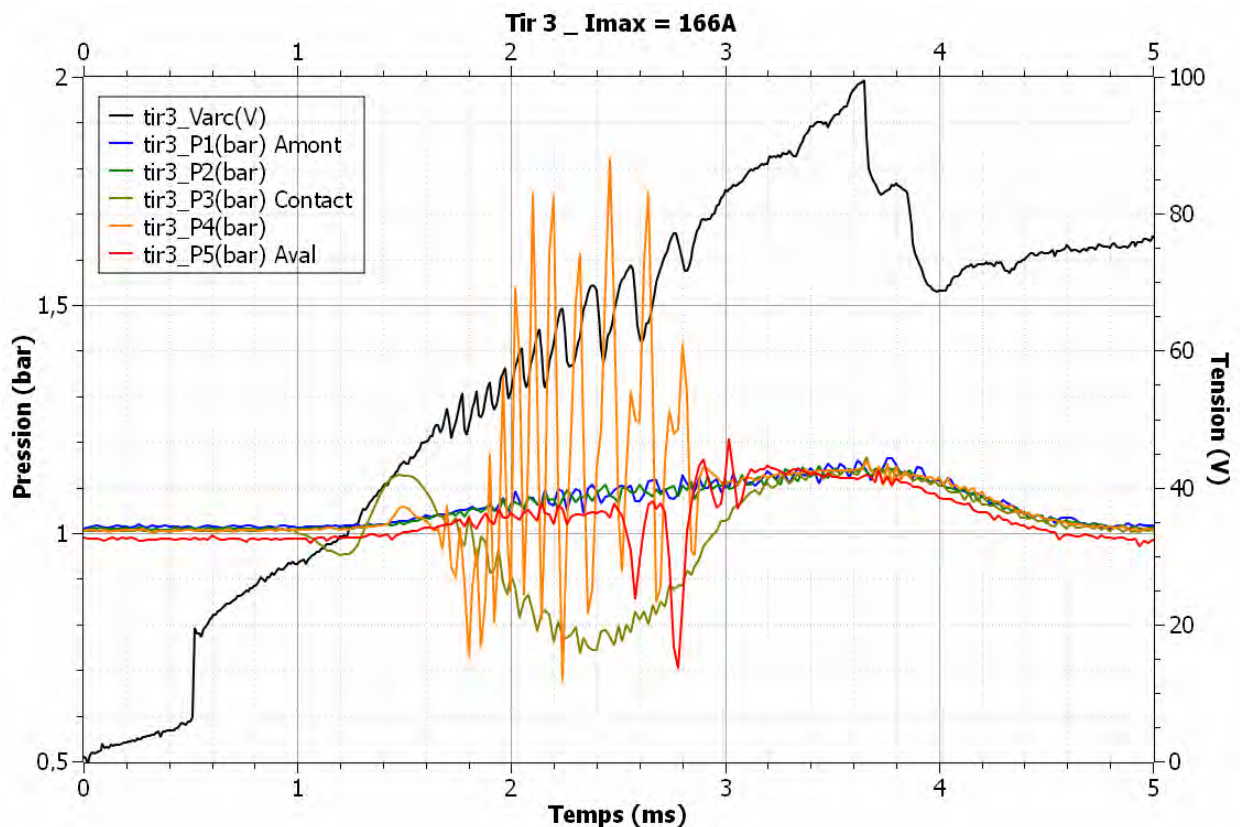


Figure 2.22 : Relevé de la pression pour un arc à 166A maximum. La position des capteurs P1 à 5 est indiquée sur la Figure 2.21.

Avec ces nouveaux capteurs le signal est moins bruité, il n'y a plus de dérive de l'offset, nous n'avons pas observé de dérive thermique et le système d'ouverture ne perturbe pas la mesure. Toutefois on relève des pics de pression négatifs et positifs (voir Figure 2.22), avec parfois une pression mesurée inférieure à 0 bars absolus. Après investigations, ces pics sont imputés à la composante dynamique de la pression : quand l'arc passe devant le capteur il souffle puis aspire le gaz devant le capteur. Ceci est confirmé par l'imagerie rapide et on voit également une concordance entre les

variations de tension et de pression: il y a plusieurs rallumages qui font chuter la tension en même temps que l'arc retourne en arrière. Pour étudier l'impact de la montée en pression sur le déplacement, l'information qui nous intéresse est plutôt la pression statique. Pour filtrer la pression dynamique nous avons essayé différentes méthodes (bouchon en mousse, grille en cuivre, réduction de l'orifice, ...) qui permettent de réduire le flux de gaz au niveau des capteurs et donc de ne garder que la pression statique. Cela revient à appliquer un filtre passe-bas avec pour inconvénient de réduire la dynamique de l'acquisition. Au final, on se retrouve avec un signal similaire sur les différents points de mesure de la chambre (voir **Figure 2.23**) et nous n'observons pas de décalage temporel de la montée en pression entre les différents points de mesure ni d'onde de pression comme dans les travaux de Zeller [Zel01]. Même en augmentant le bouchage avec une chambre plus étroite (10mm), nous ne sommes pas parvenus à obtenir un gradient de pression significatif.

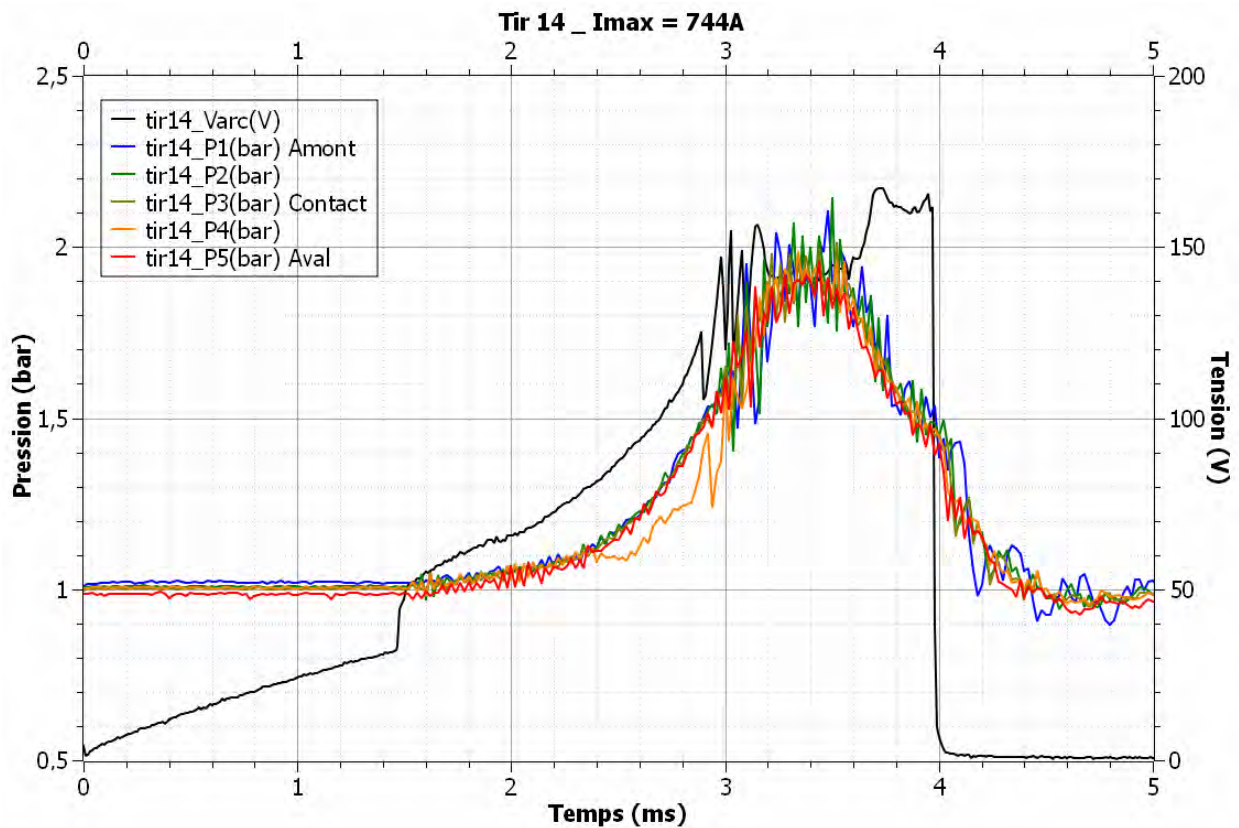


Figure 2.23 : Signal de pression après filtrage physique de la composante dynamique.

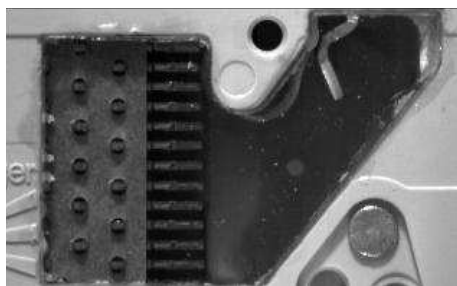
L'étendue de mesure choisie pour les capteurs M5HB est de 10 bars et pour les XPM4, de 5 bars. Même pour une largeur de chambre réduite à 10 mm des exhausts bouchés et un courant maximum d'environ 2800A on n'atteint pas toujours les 5 bar de pression. Il serait peut être intéressant d'utiliser des capteurs dédiés aux pressions plus basses afin de gagner en précision pour les tests à faible puissance.

IV.C) Imagerie rapide

Pour observer le déplacement de l'arc nous utilisons la caméra rapide Photron SA5 qui permet d'acquérir jusqu'à 1 000 000 images/s en noir et blanc. La matrice CCD comprend 1024 par 1024 pixels. Si l'on augmente la vitesse d'acquisition, on réduit la durée de la vidéo mais aussi la résolution car tous les pixels n'ont pas le temps d'être enregistrés. Le nombre de pixels utilisés sur la verticale devient également inférieur à celui sur l'horizontal car la lecture des pixels à une direction préférentielle. Ceci n'est pas dommageable car, dans le cas de la maquette, la configuration est très allongée. Pour filmer la coupure dans des disjoncteurs réels (voir **Figures 2.24 à 2.26**) un fenêtrage de 320x192 pixels pour 100 000 fps semble un bon compromis. La résolution spatiale est alors de 133 μ m par pixel. Pour la maquette, le fenêtrage peut être adaptée en fonction des dimensions choisies pour la chambre. Cette vitesse permet parfois de filmer l'existence de deux arcs en parallèle lors des restrikes (quelques images).

Nous travaillons avec un objectif macro de 105mm de focale avec un rapport de reproduction de 1:1 qui permet une meilleure image pour un phénomène d'une taille semblable à celle de la matrice de capteurs CCD, ce qui est notre cas. Nous laissons le diaphragme fermé au maximum ce qui augmente la profondeur de champ tout en diminuant l'exposition des pixels. Nous rajoutons des filtres à densité neutre car l'arc est encore trop lumineux. Après avoir essayé différentes valeurs, nous utilisons deux filtres à densité neutre pour une atténuation de 8x16. Pour régler encore la luminosité on joue sur le temps d'exposition des pixels.

La caméra permet un fonctionnement dit « double-pente ». Cette fonction matérielle réduit la dynamique des pixels approchant de la saturation afin que l'image ne soit pas surexposée. Cela fausse la valeur d'émissivité d'un point au cas où l'on voudrait faire une étude quantitative. De plus, les images obtenues avec cet outil nous ont parus plus floues, l'arc semble plus diffus. Par conséquent, nous n'utiliserons pas cette fonction dans le cadre de cette étude.



Figures 24 à 26 : Exemple d'images prises par la caméra.

Le niveau de gris peut être enregistré sur 16 ou 8 bits. Nous enregistrons les images en 8 bits car le format 16 bits est plus lourd et plus difficile à post-traiter sur Matlab. Cependant il permettrait une plus grande résolution en luminosité, un meilleur rapport signal/bruit et aussi de travailler plus facilement avec des images sous-exposées.

IV.D) Interface

Nous voyons sur la **Figure 2.27** le déroulement d'une séquence de test. Le pilotage de l'expérience se fait par un boîtier qui permet de configurer les différents délais. Il s'agit d'un appareil réalisé par le service électronique du laboratoire qui comprend un microcontrôleur, une interface homme-machine et des entrées-sorties. Un délai de sécurité de 10 secondes permet de s'éloigner de l'expérience avant le tir. Après ce temps de sécurité, le boîtier de contrôle fournit la puissance au solénoïde pour déclencher l'ouverture. Lorsque l'optocoupleur dont nous avons parlé au **III.E.2)** a détecté l'activation du mécanisme d'ouverture, le microcontrôleur lance un décompte au terme duquel le thyristor Th1 est commandé à la fermeture afin d'envoyer l'impulsion de courant vers la maquette. Un second temporisateur est alors activé pour rendre passant le second thyristor Th2 qui court-circuite le dispositif de test et permet d'éteindre l'arc au moment voulu. Il peut être commandé plusieurs fois afin de décharger le banc de condensateurs. Tous ces délais sont paramétrable à travers l'interface homme-machine.

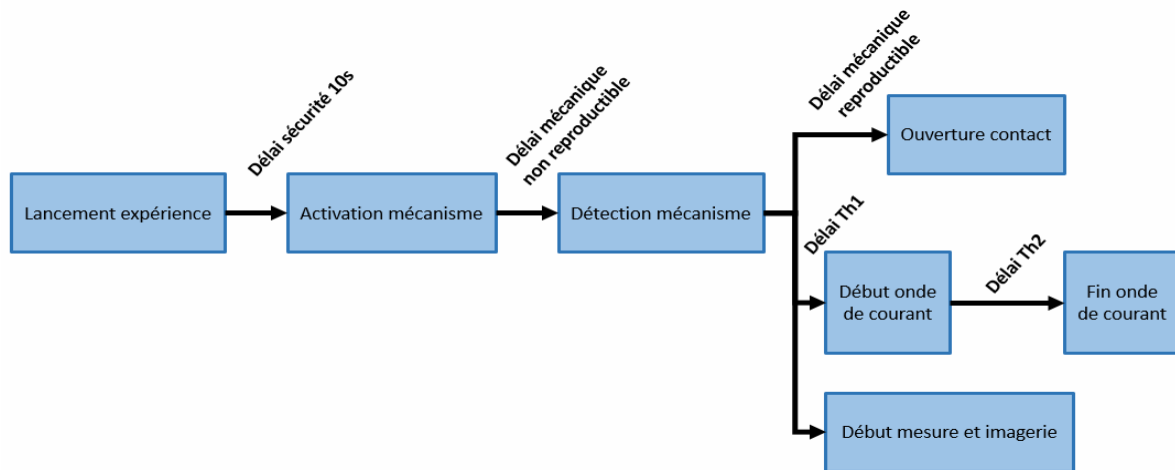


Figure 2.27 : Chronogramme d'une séquence de tir faisant apparaître les différents délais.

Afin d'être isolé de toute interférence, le boîtier fonctionne sur batterie et communique avec l'alimentation via des fibres optiques. C'est aussi ce dispositif qui lance le signal de trigger pour l'acquisition.

A part l'imagerie rapide, l'ensemble des mesures est récupéré par le système d'acquisition NI PXI. Il cadence et synchronise les relevés de tension, courant et pression, les stocke et les transmet à posteriori à un ordinateur en vue d'un traitement ultérieur.

V. Logiciels de post-traitement

V.A) Courant / tension / pression

Pour le traitement des données expérimentales, nous avons développé des programmes avec Matlab dans l'optique d'un traitement statistique sur un grand nombre de tests dans la configuration de disjoncteur industriel comme pour les essais avec notre maquette. Pour ces deux configurations les mesures ne sont pas identiques car dans le DBT industriel nous ne pouvons pas accéder facilement au courant dans le contact et dans la maquette, il n'y a pas de limitation (l'onde de courant est arrêtée à l'aide du thyristor Th2).

Pour le DBT, il s'agit de déduire, à partir de la mesure de tension et de courant, les temps caractéristiques de la coupure. Ces temps sont repérés sur la **Figure 2.28** qui présente des courbes courant-tension typiques d'une coupure BT. Les temps caractéristiques qui nous intéressent sont:

- le temps d'ouverture t_1 repéré par un saut de tension dans les premiers instants. Le logiciel doit aussi être capable de discriminer une tentative de collage (apparition fugace d'un arc sous l'effet des forces de répulsion magnétiques) du véritable amorçage de l'arc;
- le temps d'arrivée devant les déions t_2 traduit par de fortes variations au delà d'un certain niveau de tension;
- le temps de coupure t_3 , caractérisé par un courant négligeable et constant.

De ces temps on peut déduire t_{13} : la durée de vie de l'arc; t_{12} : la durée du déplacement et t_{23} : la durée d'extinction.

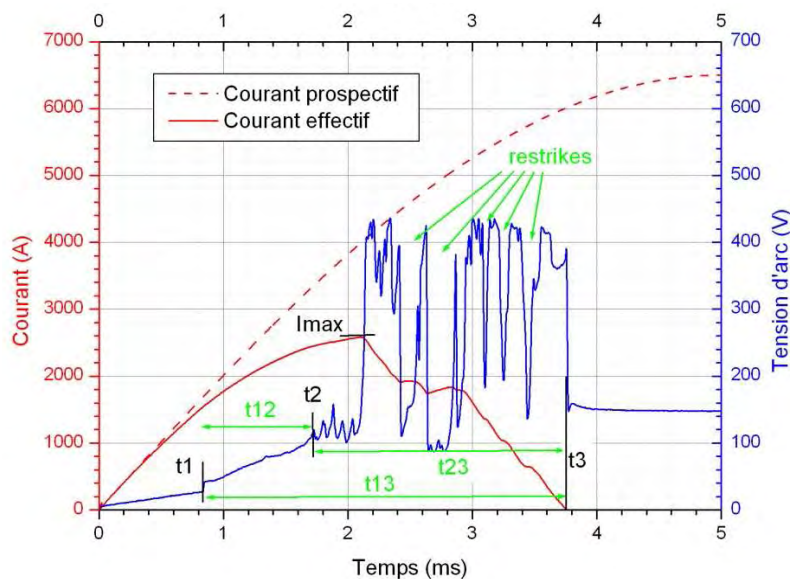


Figure 2.28 : Exemple de tir dans un MCB avec les principales grandeurs déterminées par le logiciel.

Pour la maquette, le temps d'ouverture t_1 est déduit de la même façon que précédemment. Par contre, comme il n'y a pas de déions dans cette configuration, le temps t_2 correspondra au le début de la commutation c'est à dire au moment où le courant dans le contact devient inférieur à 90% du courant total. Pour l'étude dans la maquette, la limitation n'est pas étudiée donc t_3 devient le temps de fin de commutation, c'est à dire le dernier instant où le courant de contact descend en dessous de 10% du courant total. Le temps t_{23} représente alors la durée de la commutation et révèle donc la facilité à commuter selon les paramètres. Ces grandeurs sont repérées sur la **Figure 2.29**. Comme on peut aussi le voir sur cette figure, le courant est stoppé net en court-circuitant la décharge grâce au thyristor Th2.

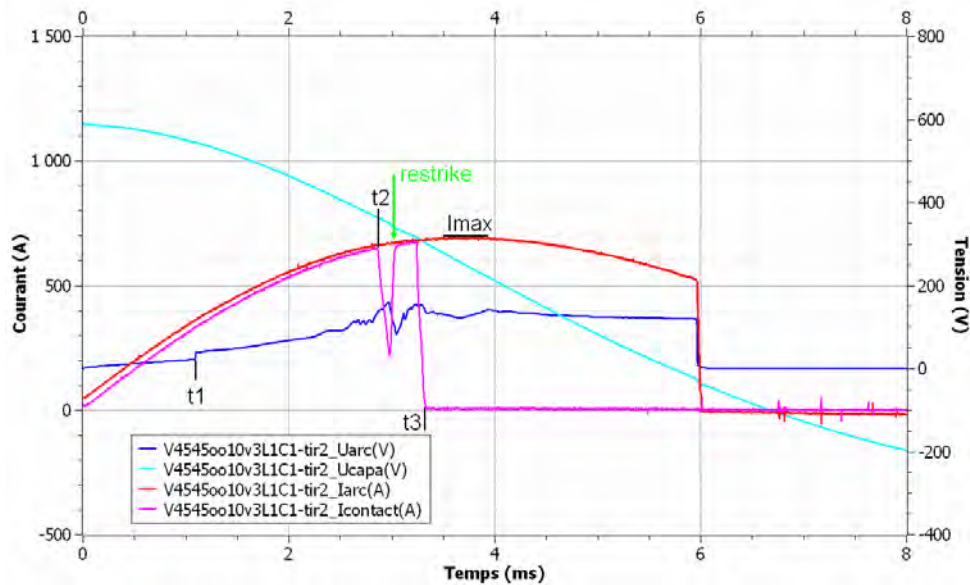


Figure 2.29 : exemple de tir dans la maquette avec les principales grandeurs déterminées par le logiciel

Un tel logiciel permet de traiter presque instantanément un grand nombre de données. Les maxima, minima, moyennes et écarts types des courants, tensions et pressions sont aussi calculés selon les paramètres du test en vue d'une étude statistique. En plus des temps caractéristiques, on relève les courants maxima effectifs I_{max} et l'énergie mise en jeu dans la décharge. Le nombre de restrike est aussi compté. Pour cela, deux méthodes peuvent être utilisées : repérer une chute brutale de la tension indiquant le court-circuit de déions et/ou le retour en arrière de l'arc ; ou détecter l'inflexion sur la courbe de courant concomitante à cette chute de tension.

La difficulté d'utilisation de cet algorithme réside dans la variété des fichiers d'entrées. En effet, selon le courant ou la modification de la géométrie les formes d'onde diffèrent. De plus, certaines mesures peuvent s'avérer perturbées, bruitées ou présenter un offset. Une mise en forme est parfois nécessaire (filtrage, offset, moyennage, ...). En conséquence, les paramètres de détection, valeurs de seuil ou de gradient doivent être choisies de façon à garantir la polyvalence du code, ce qui a beaucoup augmenté le temps de développement de ce logiciel.

V.B) Traitement d'images

Il est souhaitable, à partir des images de l'arc, de donner sa position. Dans la pratique, cela s'avère un exercice difficile. Le faire manuellement induirait un biais important. Il convient de définir une méthode plus générale. Dans les travaux de McBride & al. [McB98, McB02], la position de l'arc est donnée par le barycentre de la luminosité en mesurant celle-ci en plusieurs points de la chambre grâce à des fibres optiques. Nous avons utilisé la même méthode avec l'exposition de chaque pixel des images fournies par la caméra rapide. La position en x et y est calculée sur toute l'image par l'équation :

$$x = \frac{\sum X_i I_i}{\sum I_i} \quad y = \frac{\sum Y_i I_i}{\sum I_i} \quad (2.17)$$

Où I_i est l'intensité lumineuse collectée sur le pixel i et X_i, Y_i ses coordonnées.

Afin de rechercher distinctement les deux pieds d'arc il est possible de circonscire ce calcul à des zones près des rails (parties verte et bleue sur la **Figure 2.30**). Reste à savoir comment les délimiter : il n'est pas forcément judicieux que ces zones comprennent les rails car ceux-ci peuvent réfléchir l'émissivité de l'arc ou rayonner s'ils sont encore chauds. Quoi qu'il en soit la largeur de ces zones doit être constante pour ne pas favoriser une zone en particulier. On notera que cette méthode ne marche pas s'il y a deux arcs en parallèle (cas des restrike).

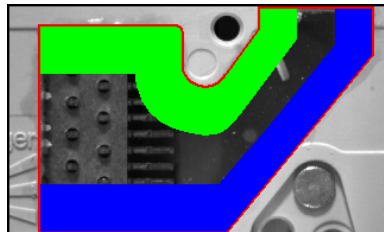
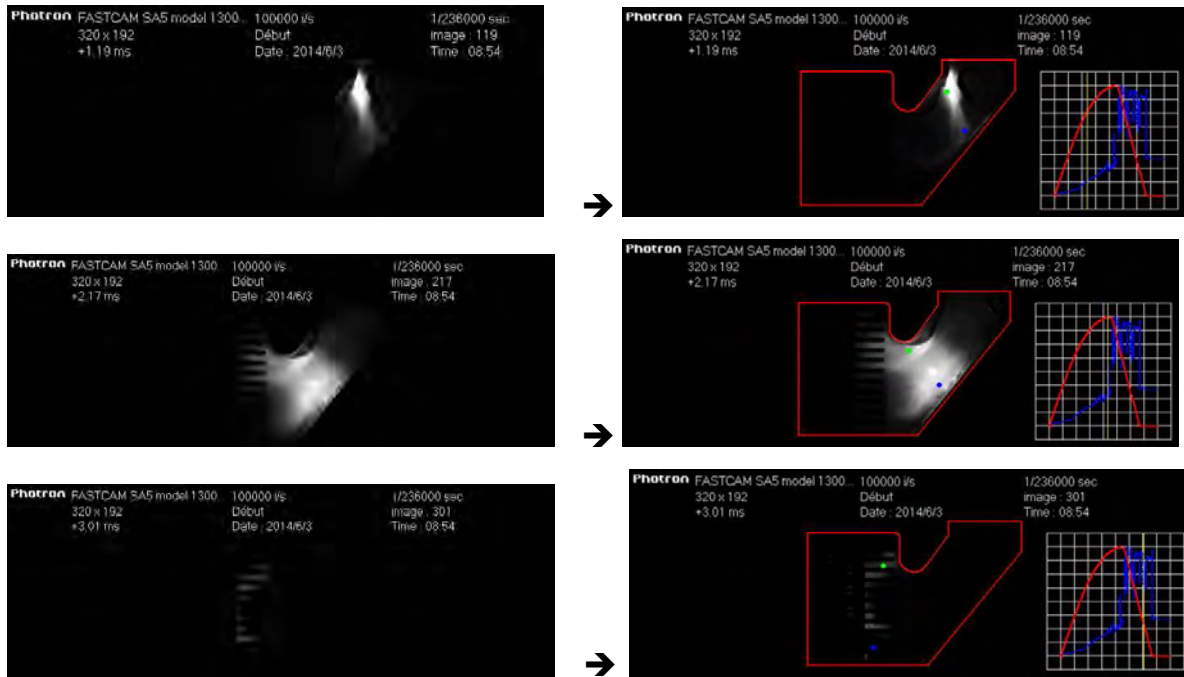


Figure 2.30 : Exemple de masque utilisé pour le traitement de la vidéo. Les zones vertes et bleues indiquent respectivement les zones où seront cherchés les pieds d'arc haut et bas.



Figures 2.31 à 2.36 : Application de ce masque pour un tir dans un disjoncteur industriel.

Nous avons implémentée cette méthode dans un logiciel avec Matlab. Celui-ci édite également des images et vidéos mettant en concordance les relevés électriques et les images issus de l'imagerie rapide. Le contour de la chambre de coupure est également superposé (en rouge sur les **Figures 2.31 à 2.36**). Les positions et vitesses de l'arc, de ses pieds ainsi que des statistiques sur l'exposition des images sont enregistrées en fichiers texte.

Comme nous l'avons vu dans ce chapitre, un dispositif expérimental a été mis en place pour ce projet, depuis l'alimentation électrique jusqu'aux logiciels de post-traitement en passant par une maquette et des appareils de mesure. Mais les études expérimentales ne peuvent être complètes que lorsque elles sont expliquées par les connaissances théoriques. D'autre part, les simulations théoriques ont besoin d'être validées par les observations. Dans le cadre de ce projet, il nous a paru incontournable de confronter la pratique avec la théorie. Nous allons donc dans le prochain chapitre décrire le modèle que nous avons mis en œuvre.

Chapitre 3 : Mise en place du modèle

Nous avons développé un dispositif expérimental permettant d'analyser le comportement de l'arc dans une configuration de Disjoncteur Basse-Tension (DBT). Malheureusement, de nombreuses grandeurs physiques ne sont pas accessibles avec notre système, comme par exemple la température, la vitesse des gaz ou la densité de courant. Afin d'obtenir ces informations, nous avons eu recours à un modèle numérique.

Afin de simuler l'arc électrique dans la chambre du DBT, nous avons mis en place un modèle multi-physique basé sur une description fluide du plasma et une résolution par la méthode des volumes finis (FVM). Pour cela, il faut mettre en place une description correcte du plasma créé par l'arc électrique et de son interaction avec les surfaces de la chambre. Cependant, avant de pouvoir appliquer le modèle, il faut discrétiser le volume intérieur du disjoncteur pour permettre son traitement numérique. Selon la configuration choisie, ce maillage de la géométrie peut être plus ou moins complexe. Aussi nous testerons le modèle dans différents cas tests dans des géométries simplifiées pour s'assurer de son bon fonctionnement selon le maillage.

Nous allons dans ce chapitre présenter les travaux théoriques selon trois parties :

- Le développement d'un modèle 3D permettant de simuler un arc électrique et son déplacement dans la chambre d'un DBT;
- La mise en place d'un maillage sur des géométries 3D dans lesquelles sera appliqué le modèle;
- Le test de ce modèle dans des configurations simplifiées permettant de valider les modules développés pour cette thèse, à savoir: le déplacement des pieds d'arcs et la commutation.

I. Modèle

Nous allons d'abord d'écrire le principe du modèle fluide qui est développé depuis plus de dix ans par l'équipe AEPPT pour ensuite nous intéresser plus en détails à la résolution du champ magnétique et au développement de conditions limites permettant le déplacement des pieds d'arcs sur les rails qui sont propres à ce travail de thèse.

I.A) Bases du modèle

I.A.1) Modèle fluide

Pour simuler le comportement d'un plasma en trois dimensions, deux approches se distinguent :

- Les modèles particuliers qui sont basés sur l'étude du plasma à l'échelle microscopique. On travaille alors avec les fonctions de distributions des différentes particules présentes dans le milieu. Cette méthode est adaptée à des applications où le libre parcours moyen des particules est important au regard de la zone d'étude, comme par exemple dans un milieu basse-pression.

- Les modèles fluides, qui utilisent les grandeurs macroscopiques du milieu telles que la température, la vitesse, la pression, la densité de courant ou encore le champ magnétique. On y décrit le plasma comme un milieu continu régi par des équations de transports telles que celles de Navier-Stokes. C'est cette approche que nous utiliserons.

Pour que le problème soit traité numériquement par un ordinateur, il est nécessaire de discrétiser le milieu continu que l'on souhaite simuler afin de linéariser les équations différentielles qui le décrivent. Cette opération appelée maillage sera présentée dans la **partie II** de ce chapitre. Plusieurs méthodes numériques peuvent être utilisées pour utiliser les équations des phénomènes de transport. Il faut notamment citer la méthode des différences finies, des éléments finis et celle des volumes finis (FVM) qui est la plus couramment utilisée pour les équations fluides. Elle se base sur la discrétisation du domaine de calcul en volumes de contrôles où sont définis le centre de la maille et les différentes faces. L'avantage de la FVM est qu'elle assure la conservation des grandeurs en plus d'être performante sur les grands maillages et pour les écoulements où les termes sources sont prépondérants [Bak05] comme c'est le cas dans notre application.

Pour calculer l'évolution des grandeurs et l'échange entre les différentes mailles nous utilisons des équations de conservations sous la forme généralisée donnée par l'équation **(3.1)**. Cette forme fait apparaître l'évolution temporelle (en rouge dans **(3.1)**) d'une grandeur Φ en fonction d'un terme convectif (en vert dans **(3.1)**) dû au déplacement du gaz, d'un terme diffusif (en bleu dans **(3.1)**) représentant la diffusion de la grandeur associée à un coefficient Γ_Φ et d'un terme source S_Φ correspondant à la création ou disparition de la quantité résolue dans l'élément considéré. Cette équation permet de calculer sous le même formalisme les équations de la magnétohydrodynamique (MHD) c'est à dire les équations de la mécanique des fluides auxquelles on ajoute celles de l'électromagnétisme.

$$\alpha \frac{\partial \rho \Phi}{\partial t} + b \operatorname{div}(\rho \vec{v} \Phi) = \operatorname{div}(\Gamma_\Phi \overline{\operatorname{grad}(\Phi)}) + S_\Phi \quad (3.1)$$

Pour définir les grandeurs à prendre en compte, la nécessité de la prise en compte des termes temporel et convectif, le coefficient de diffusion ou pour établir les termes sources, des hypothèses sont nécessaires.

Une des hypothèses la plus habituelle concernant les plasmas thermiques est de considérer l'état d'Equilibre Thermodynamique Local (ETL). Cet équilibre que le nombre de collisions entre les particules est suffisamment élevé pour que l'énergie soit répartie entre elles selon une distribution maxwellienne. On peut alors donner une unique température à toutes les particules du plasma à partir de leur vitesse quadratique moyenne. Un autre concept de l'hypothèse ETL est l'équilibre chimique. Les

réactions chimiques sont si nombreuses que la composition du plasma évolue instantanément par rapport à l'évolution de la pression ou de la température. On peut alors utiliser une composition du plasma stationnaire tabulée en fonction de la température et de la pression ce qui permet de ne pas avoir besoin d'un modèle de cinétique chimique. L'hypothèse ETL permet donc, entre autre, de limiter le nombre d'équations.

Le plasma est ici considéré comme un fluide newtonien ce qui nous permet d'utiliser la viscosité μ comme coefficient de diffusion de la quantité de mouvement dans l'équation (3.1). Egalement, l'écoulement est supposé laminaire car le nombre de Reynolds dans les DBT n'est que de l'ordre de 10 au cœur de l'arc du fait de la forte viscosité du plasma thermique [Rac99]. Il n'est donc pas nécessaire de modéliser la turbulence ou ses effets. Nous nous retrouvons alors avec un système de neuf équations dont les termes sont répertoriés dans le tableau suivant:

Grandeur conservée	Φ	a	b	Γ_Φ	S_Φ	éq.
Masse	1	1	1	0	0	(3.2)
Moment en x	v_x	1	1	μ	$-\frac{\partial P}{\partial x} + j_y B_z - j_z B_y + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \left(2 \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \vec{\nabla} \cdot \vec{v} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right]$	(3.3)
Moment en y	v_y	1	1	μ	$-\frac{\partial P}{\partial y} + j_z B_x - j_x B_z + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(2 \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2}{3} \vec{\nabla} \cdot \vec{v} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right]$	(3.4)
Moment en z	v_z	1	1	μ	$-\frac{\partial P}{\partial z} + j_x B_y - j_y B_x + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(2 \frac{\partial w}{\partial z} - \frac{2}{3} \vec{\nabla} \cdot \vec{v} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right]$	(3.5)
Enthalpie	h	1	1	κ / C_p	$\frac{j_x^2 + j_y^2 + j_z^2}{2e} - 4\pi\epsilon_0 \sigma + \frac{5k_b}{2e} \left(\frac{j_x}{C_p} \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{j_y}{C_p} \frac{\partial h}{\partial y} + \frac{j_z}{C_p} \frac{\partial h}{\partial z} \right)$	(3.6)
Potentiel scalaire	V	0	0	σ	0	(3.7)
Potentiel vecteur en x	A_x	0	0	1	$\mu_0 \cdot j_x$	(3.8)
Potentiel vecteur en y	A_y	0	0	1	$\mu_0 \cdot j_y$	(3.9)
Potentiel vecteur en z	A_z	0	0	1	$\mu_0 \cdot j_z$	(3.10)

Tableau 3.1 : Récapitulatif des équations utilisées pour une résolution temporelle et 3D.

Pour les coefficients de diffusions Γ_Φ des différentes équations, μ est la viscosité, κ est la conductivité thermique, C_p est la chaleur spécifique et σ est la conductivité électrique. Certains termes sources sont propres à la MHD et à la description des plasmas thermiques. Pour les équations du moment **(3.3-3.5)**, nous avons repéré en rouge dans le **Tableau 3.1** le produit vectoriel de la densité de courant J par le champ magnétique B qui correspond à la simplification de l'expression de la force de Lorentz pour un milieu électriquement neutre. Pour l'équation de conservation de l'énergie **(3.6)**, l'effet Joule est repéré en rouge. En vert nous avons le coefficient d'émission nette qui permet de rendre compte des pertes radiatives au sein du cœur chaud du plasma. Le terme source en bleu représente le flux enthalpique des électrons qui est le transport de quantité de chaleur par ces particules. Toujours dans le **Tableau 3.1**, on trouve le terme source pour les potentiels vecteurs **(3.8-3.10)** en $\mu_0 J$ où μ_0 est la perméabilité magnétique du vide. Enfin, la conservation du courant est assurée par l'équation du potentiel électrique **(3.7)**.

Pour résoudre ces neuf équations, nous utilisons le solveur Ansys @Fluent [Ans13] qui est un logiciel commercial de mécanique des fluides. Il a été nécessaire de modifier ce programme dans le but de modéliser les plasmas thermiques en MHD: il faut quatre nouveaux scalaire pour les équations de l'électromagnétisme; des termes sources sont nécessaires pour modéliser l'arc; les conditions limites et initiales doivent être définies pour notre application et les propriétés du plasma doivent être récupérées dans des bases de données.

I.A.2) Données de bases

Une des particularités de la modélisation des plasmas d'arcs est la large gamme de température et pression rencontrée. Les propriétés thermodynamiques du gaz et coefficients de transports varient beaucoup en fonction de ces grandeurs et le plasma est fortement compressible. Aussi, il devient nécessaire d'utiliser un modèle de gaz réel.

En outre, les plasmas thermiques sont des milieux produisant un rayonnement important qui est un mécanisme décisif pour le transport de l'énergie. Ce processus est pris en compte en tant que terme source dans l'équation de l'énergie par la méthode du coefficient d'émission nette [Gle05].

Ces données de bases que sont les propriétés thermodynamiques, les coefficients de transport et les propriétés radiatives sont calculées au sein de notre groupe de recherche avec l'hypothèse de l'ETL [Gle05, Teu09a]. Dans nos simulations, le gaz considéré est l'air pur bien qu'en réalité des vapeurs plastiques et métalliques issues de l'ablation par l'arc des matériaux de la chambre viennentensemencer le milieu et modifier ses propriétés. La modélisation de l'ablation, la diffusion de vapeur et le mélange des gaz constituent une perspective intéressante que nous n'avons pas initiée.

Toutefois, pour obtenir les tendances de l'influence de la nature du gaz, nous avons simulé le déplacement de l'arc dans les mêmes conditions pour deux gaz purs: l'air et le dioxyde de carbone. Cette comparaison sera présentée au paragraphe **III.A.5)** de ce chapitre.

I.A.3) Méthode de résolution

Nous avons évoqué l'équation de conservation **(3.1)** au paragraphe **I.A.1)**. Cette forme généralisée permet de calculer vitesse, énergie, potentiel scalaire et potentiel vecteur avec la même formulation. Cependant il s'agit d'une équation aux dérivées partielles qu'il n'est malheureusement pas possible de résoudre de façon analytique en l'état actuel des connaissances mathématiques. On a alors recours aux méthodes itératives pour rechercher la solution en utilisant l'algorithme Pressure-Based Segregated [Ans13] montré sur la **Figure 3.1**. Cet algorithme est utilisé pour chaque pas de temps suivant une méthode implicite.

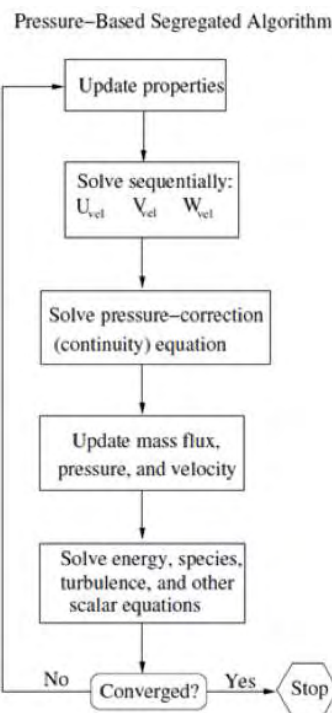


Figure 3.1 : Algorithme de résolution des équations. [Ans13]

Nous voyons sur cet algorithme que la solution est atteinte quand le calcul atteint la convergence, il faut toutefois définir un critère pour celle-ci.

I.A.4) Critère de convergence

Les méthodes de résolution itératives donnent une approximation de la solution. Il faut définir un critère pour arrêter les itérations avec une estimation convenable. La méthode fréquemment employée est l'analyse des résidus, c'est à dire l'évolution de la solution (voir **Figure 3.2**). Si le résidu devient suffisamment faible cela indique que l'on est proche de la solution, on peut alors convenir que le calcul a convergé et calculer pour l'instant suivant. S'il y a plusieurs grandeurs à calculer, ce qui est notre cas, il faut que les résidus pour toutes les équations remplissent leur critère de convergence.

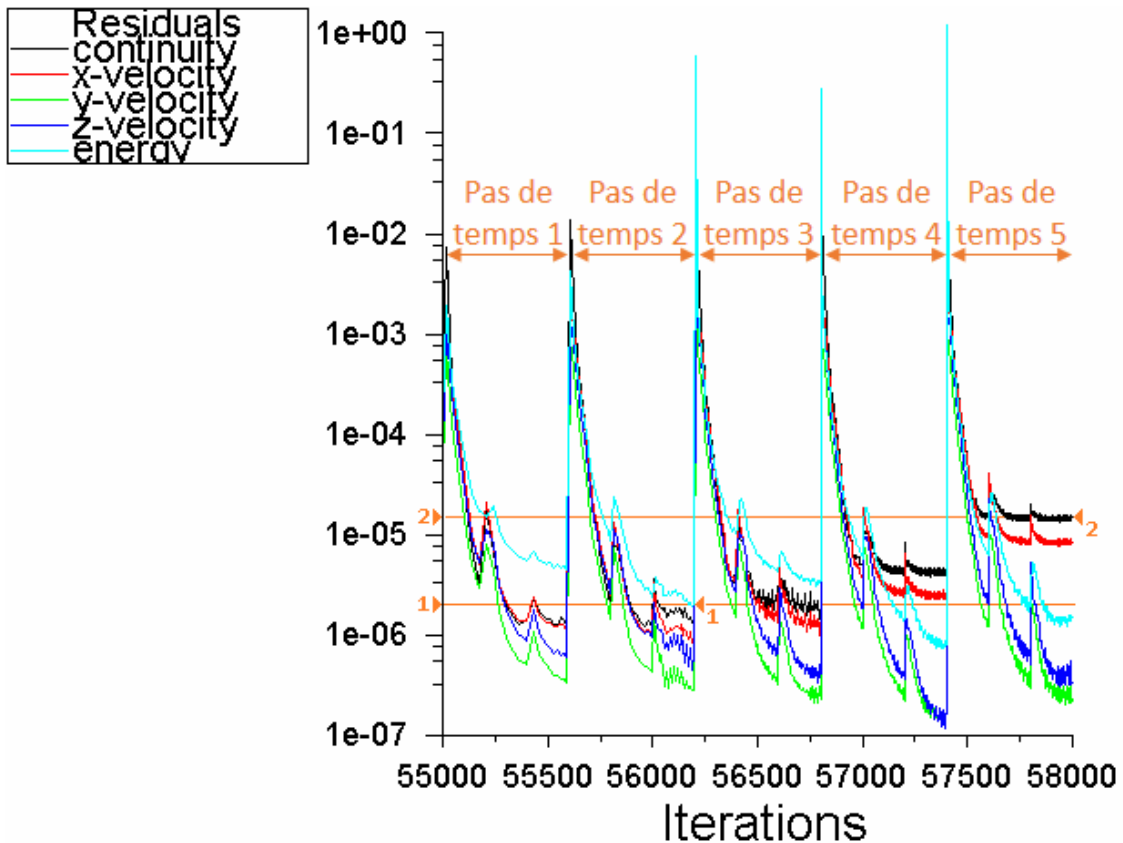


Figure 3.2 : Exemple de visualisation de la convergence avec les résidus des équations d'énergie et de vitesses et de continuité.

Malheureusement, dans notre cas, avec le déplacement de l'arc dans la chambre de coupure, le niveau atteint par les résidus n'est pas toujours le même selon le pas de temps. Il devient alors difficile de déterminer un critère de convergence en valeur de résidu car cette valeur sera parfois dépassée avant qu'il y ait convergence ou ne sera parfois jamais atteinte. Sur la **Figure 3.2** on voit qu'en l'espace de trois pas de temps le niveau atteint par les résidus à la convergence du code varie d'un ordre de grandeur. Si l'on choisit la valeur basse, le critère ne sera jamais satisfait pour le pas de temps 5 et si l'on opte pour la valeur atteinte à ce pas de temps le calcul sera arrêté de façon prématurée pour les quatre autres pas de temps précédents.

Aussi nous utilisons un critère de convergence en nombre de sous-itérations, en choisissant ce nombre suffisamment grand pour avoir la convergence. Ce grand nombre de sous-itérations n'est pas toujours nécessaire (comme pour les pas de temps 4 et 5 de la **Figure 3.2**) et le temps de calcul pourrait être réduit en utilisant un critère de convergence plus pertinent.

I.A.5) Récapitulatif des hypothèses de bases

Comme nous l'avons expliqué dans les précédents paragraphes, différentes hypothèses sont utilisées:

- le plasma est décrit comme étant un fluide newtonien avec un écoulement laminaire;
- le milieu est électriquement neutre;
- le plasma est considéré comme étant à l'Equilibre Thermodynamique Local ce qui sous-entend l'équilibre des réactions chimiques ainsi qu'une température commune à toutes les particules quelles que soient leur masse et leur charge;
- l'effet de la gravité est négligé.

Voyons à présent le choix de la méthode utilisée pour calculer le champ magnétique.

I.B) Calcul du champ magnétique

Le champ magnétique étant une des principales causes du mouvement de l'arc, il est important de le calculer correctement. Nous présentons dans cette partie le calcul du champ magnétique auto-induit, les conditions aux limites nécessaires à son traitement ainsi que la prise en compte du champ magnétique externe.

Une méthode simple pour calculer le champ magnétique est d'utiliser l'équation de Maxwell-Ampère. Malheureusement, cette solution n'est appropriée que pour des problèmes en deux dimensions avec un courant orienté majoritairement selon une seule direction ce qui n'est pas le cas dans les DBT. Dans notre modèle, le champ magnétique est calculé dans le volume par la méthode des potentiels vecteurs (PV) car elle est compatible avec l'équation **(3.1)** et moins gourmande en temps de calcul que la méthode de Biot & Savart [Fre11]. Il faut cependant bien choisir les conditions limites. On peut en général affirmer que le champ magnétique loin de l'arc est négligeable et imposer une condition limite de Dirichlet nulle pour les PV et définir un flux nul de PV (condition limite de Neumann) près de l'arc pour que la valeur puisse s'adapter. Cependant, dans notre application le volume d'intérêt est très petit et nous n'avons pas les parois assez éloignées pour permettre d'utiliser cette condition limite comme par exemple dans une application de soudure à l'arc [Mou13]. Pour y remédier, il est possible d'étendre le volume de calcul mais ceci va à l'encontre de notre démarche de réduction du nombre de mailles et du temps de calcul.

Nous avons donc eu recours à une autre méthode mise en place par Freton & al. [Fre11]. Il s'agit de calculer les conditions limites du PV avec l'équation de Biot & Savart pour obtenir une condition de Dirichlet qui sera valide pour la densité de courant dans le domaine de calcul. Biot & Savart n'est plus calculé pour tout le domaine de calcul mais seulement pour les éléments délimitant le volume fluide. Comme cela nécessite néanmoins une intégrale sur tout le volume pour chaque maille des parois nous n'effectuons pas ce calcul à toutes les sous-itérations mais plutôt toutes les 100, 200 ou 500 sous-itérations. Par comparaison avec des conditions limite en flux nul et valeur nulle de PV, le résultat est plus correct [Fre11]. Ayant également testé les deux méthodes dans notre configuration, il s'avère que calculer les conditions limites en PV par Biot & Savart amène une convergence plus rapide du code. De fait, et bien que ce calcul de Biot & Savart prenne beaucoup de temps, le nombre de sous itérations requises est fortement réduit (divisé par trois environ) permettant, au final, de réduire le temps de calcul.

Lors du calcul de la condition limite en PV, les densités de courants dans le fluide ainsi que dans les zones solides des rails et contacts sont prises en compte ce qui permet de modéliser le champ magnétique externe venant des amenées de courant responsable en grande partie du mouvement de l'arc.

I.C) Traitement du déplacement

De nombreuses méthodes peuvent être implémentées pour permettre le mouvement des pieds d'arc comme nous l'avons montré dans la **partie V.D.3.b) du chapitre 1**. Pour nos travaux nous prenons le parti que le déplacement des pieds d'arcs est conditionné par le comportement de la colonne. Ainsi nous n'aurons pas recours à une description physique des mécanismes de gaines. Nous avons utilisé deux approches que nous appellerons : Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC) et Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM).

I.C.1) Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC)

La première méthode mise en place pour représenter le déplacement de l'arc consiste à coupler la résolution de la conservation du courant **(3.7)** de la partie fluide à la partie solide des rails. L'énergie est aussi transférée par conduction mais il n'y a pas pour l'instant de bilan d'énergie prenant en compte la physique particulière de l'interaction plasma/électrode.

Les pieds d'arc ne sont pas explicitement décrits. Le courant se répartit à l'électrode en fonction de la conductivité électrique locale du gaz. Cependant afin de pouvoir maintenir le passage du courant, la conductivité électrique doit être assez élevée. Ainsi lorsque le passage du courant devient délicat, la section de passage du courant se confine afin d'avoir une température suffisamment élevée pour avoir la conductivité électrique permettant le passage du courant. Ce pincement est amplifié par les forces de Laplace qui amènent un pompage du gaz environnant.

Cette méthode, bien que simple, semble reproduire de manière qualitative le phénomène de restrike et de commutation assez fidèlement à l'expérience comme nous le verrons dans le **chapitre 4**. En effet, elle permet le passage du courant par plusieurs chemins. Le ré allumage peut se faire par passage du courant d'un arc plus long (galbé) ou plus « impédant » au profit d'un nouvel arc dans une zone où du gaz chaud est encore présent.

Toutefois on se retrouve avec la MRGC à devoir calculer la densité de courant proche de l'électrode avec une conductivité électrique passant d'un ordre de grandeur de 10^4 dans le plasma à 10^7 dans le métal. Cela demande de prendre des précautions dans la méthode multi-grilles utilisée dans @Fluent pour accélérer la convergence et réduire la propagation d'erreurs hautes fréquences [Ans13]. Nous avons recours à un cycle en W avec un nombre de balayages augmenté ce qui accroît le temps de calcul mais est nécessaire à la conservation du courant. Par conséquent, la MRGC conduit à une convergence plus lente qu'avec la MCEM que nous allons maintenant présenter.

I.C.2) Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM)

Dans cette méthode développée en 2004 au sein de l'équipe AEPPT par Swierczynski & al. [Swi04], la chambre de coupure est découpée en tranche perpendiculairement aux électrodes. La position du pied d'arc est ensuite imposée dans la tranche où la conductivité moyenne est la plus élevée. Cela permet d'utiliser les conditions limites des pieds cathodiques ou anodiques immobiles, comme par exemple un profil de densité courant parabolique sur la cathode avec une température fixée. La hauteur de la tranche peut être modifiée selon que l'on veuille donner plus ou moins de poids au galbe de l'arc dans le calcul de la position du pied. Sur la **Figure 3.3** on peut voir en 3D les tranches utilisées pour rechercher la position d'un pied d'arc dans une configuration simplifiée (qui sera décrite dans la **partie II.A**) de ce chapitre). Les différentes couleurs correspondent aux différentes tranches.

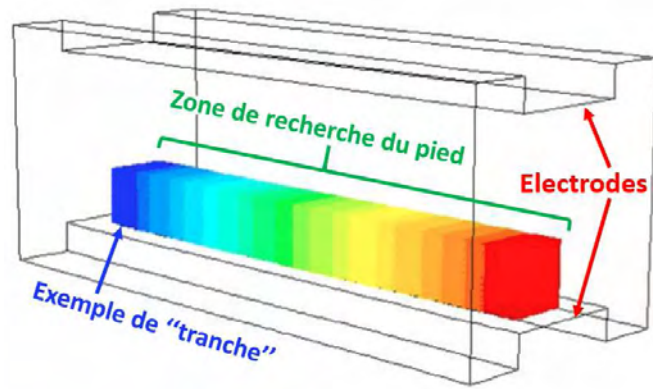


Figure 3.3 : Exemple de découpage en tranches de la zone de recherche d'un pied d'arc pour la géométrie nommée RR et décrite au paragraphe II.A) de ce chapitre.

Les observations expérimentales montrent qu'il y a parfois plusieurs pieds d'arcs sur une même électrode. Pour les phénomènes de restrike ou de commutation le courant emprunte au moins deux chemins différents et il y a transfert du courant d'un pied d'arc vers l'autre. Pour être à même de modéliser ces processus, imposer la position d'un unique pied d'arc sur le rail ne peut suffire. Il a donc fallu adapter la méthode de Swierczynski [Swi04].

En faisant l'histogramme de la conductivité électrique moyenne le long du rail (voir **Figure 3.4**) le nouvel algorithme repère les maxima et garde les deux plus élevés pour fixer les positions de deux pieds d'arc. Le niveau de courant pour chacun de ces pieds est déterminé au prorata de la conductivité électrique moyenne. Cette méthode a nécessité un développement assez long pour être adaptée à Fluent 14.5 et surtout pour la parallélisation du code.

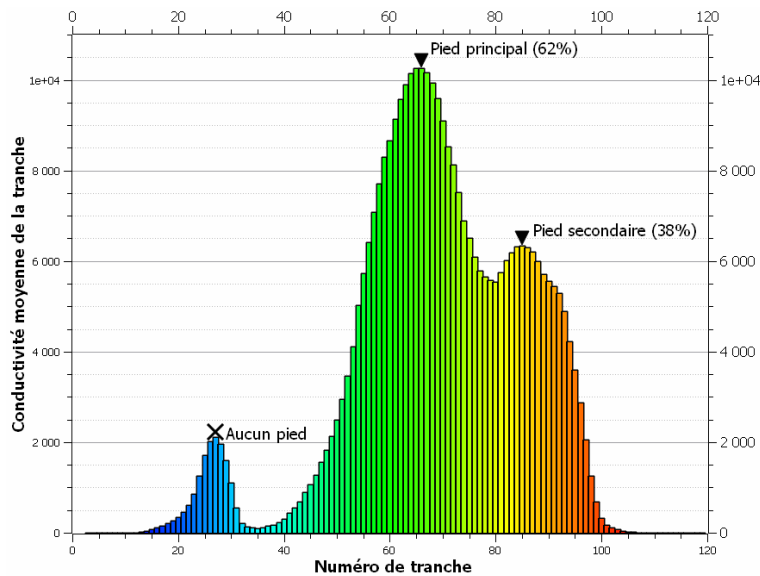


Figure 3.4 : Exemple d'histogramme de la conductivité électrique moyenne le long d'un rail faisant apparaître les positions des pieds d'arc déterminés par la MCEM et le pourcentage du courant de consigne qu'ils font passer.

Pour éviter des sauts trop abrupts lors du changement de tranche, plutôt que d'imposer la position du pied au milieu de la tranche, on peut l'adapter en utilisant comme position celle du barycentre de la conductivité moyenne à l'intérieur de la tranche.

Afin d'utiliser cette méthode avec un contact mobile une des zones de recherches est scindée en deux dont une partie se déplace en même temps que le contact comme indiqué sur la **Figure 3.5**. Le numéro des tranches est indiqué par le code couleur.

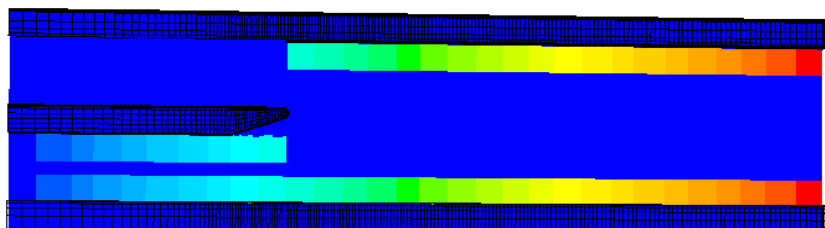


Figure 3.5 : Exemple de découpage en tranches de la zone de recherche des pieds d'arc avec contact mobile pour la géométrie nommée CTO et décrite au paragraphe **II.B)** de ce chapitre.

Cette méthode permet un grand nombre de paramètres d'ajustement : la hauteur et la largeur des tranches; leur nombre pour une longueur donnée; la méthode d'intégration de la conductivité électrique avec la possibilité de rejeter des zones présentant une conductivité trop faible pour faire passer le courant. Egalement, après avoir déterminé la position des pieds d'arcs, la description de ceux-ci peut être aisément modifiée.

La position des pieds d'arc est déterminée indépendamment pour l'anode et la cathode. Différentes conditions limites peuvent être choisies afin de retrouver les résultats expérimentaux. Cette méthode peut aussi être "hybridée" avec une description différente pour l'anode ou la cathode. Les résultats utilisant la MCEM qui seront présentés dans la suite de ce manuscrit auront comme condition limite pour l'anode un potentiel scalaire nul et un flux nul en température pour les zones comprises à l'intérieur d'une sphère centrée sur la position où le pied anodique a été trouvé. Pour la cathode, une température de 3500K est imposée dans un cercle et nous utilisons un profil de densité de courant que nous allons expliciter dans le prochain paragraphe.

I.C.3) Condition limite en courant pour la cathode

Dans nos simulations, le courant peut être continu ou transitoire, d'une valeur comprise entre la centaine d'ampères et quelques kilo-ampères, issus de l'expérience ou déterminé arbitrairement. C'est un paramètre d'entrée de notre modèle. Sa prise en compte est différente selon la méthode de description du pied d'arc employée.

Pour la MRGC, le courant est introduit dans la simulation à l'intérieur de l'un des rails (celui qui n'est pas équipotentiel au contact mobile si celui-ci est modélisé) à la limite du domaine de calcul correspondant à l'amenée de courant. La densité de courant est imposée sur cette surface de façon à obtenir le courant souhaité. Ce courant s'échappe ensuite du domaine de calcul dans l'autre rail par la surface où l'on applique un potentiel scalaire nul (ou dans l'autre rail et le contact mobile si celui-ci est modélisé).

Avec la MCEM, définir le courant de simulation est moins simple. Nous avons recours à trois scalaires pour calculer le potentiel électrique : un pour le plasma, un pour la cathode et un pour l'anode. Décrivons maintenant comment ces trois scalaires sont mis en relation pour avoir une continuité dans la boucle de courant.

1.C.3.a) Continuité du courant

Pour la MCEM, nous utilisons un profil de densité de courant pour définir le pied d'arc cathodique et un potentiel électrique nul pour l'anode. Le courant est donc imposé dans le fluide en condition limite au cœur du domaine de calcul, à l'interface plasma/électrode. Il faut alors le reporter dans les rails pour pouvoir prendre en compte le champ magnétique externe dû à la circulation du courant car nous n'utilisons plus l'approximation qui consiste à représenter les rails par des fils [Swi04].

Nous ajoutons alors deux scalaires pour décrire le potentiel électrique et la conservation du courant dans l'anode et la cathode. Ce sont des équations de diffusion pure avec comme coefficient la conductivité électrique du métal d'électrode. Pour chaque électrode, une condition limite de Dirichlet impose 0V au niveau des amenées de courant et la densité de courant qui va du plasma vers l'électrode est reportée comme condition limite de Neumann à l'intérieur du rail. Ainsi le courant dans le fluide est "copié" dans les rails et rejoint les amenées de courant. On retrouve alors la boucle de courant nécessaire à la génération du champ magnétique externe et l'intensité est conservée.

En outre, la décomposition du potentiel électrique en trois scalaires permet de ne pas avoir à résoudre les équations en présence de forts gradients dus à la différence de conductivité électrique entre le plasma et le métal. La résolution numérique est ainsi facilitée. Penchons nous maintenant sur la description du profil de courant mis en place pour cette thèse.

I.C.3.b) Profil de courant

Pour comparer théorie et pratique, il faut travailler au même niveau d'intensité qui dépasse le kilo-ampère dans notre expérience. Or, avec les conditions limites en courant habituellement trouvées dans la littérature (disque avec une densité de courant exponentielle ou hyperbolique [Fre02] avec un maximum à $1,2 \cdot 10^8 \text{ Am}^{-2}$) il est difficile de faire sortir de tels courants d'un rail de DBT large d'environ 4mm. Augmenter la densité de courant entrainerait un effet Joule trop important et non physique. Il serait préférable d'agrandir la zone émettrice de courant en lui donnant par exemple une forme elliptique ou rectangulaire. Un profil parabolique de densité de courant avec une tâche évoluant d'un cercle vers une ellipse a été développé afin d'augmenter l'intensité admissible dans les simulations avec la MCEM. La **Figure 3.6** représente la densité de courant sur le rail et les grandeurs caractéristiques. D'une manière générale, pour une ellipse de surface S et de rayon a et b avec un profil de densité de courant parabolique de valeur maximal j_{\max} et de valeur locale $j(x,y)$, le courant total I est donné par l'équation (3.11) que l'on peut obtenir en intégrant par partie la densité de courant dans l'ellipse.

$$I = \iint_S j(x,y) dx dy = j_{\max} \times a \times b \times \pi / 2 \quad (3.11)$$

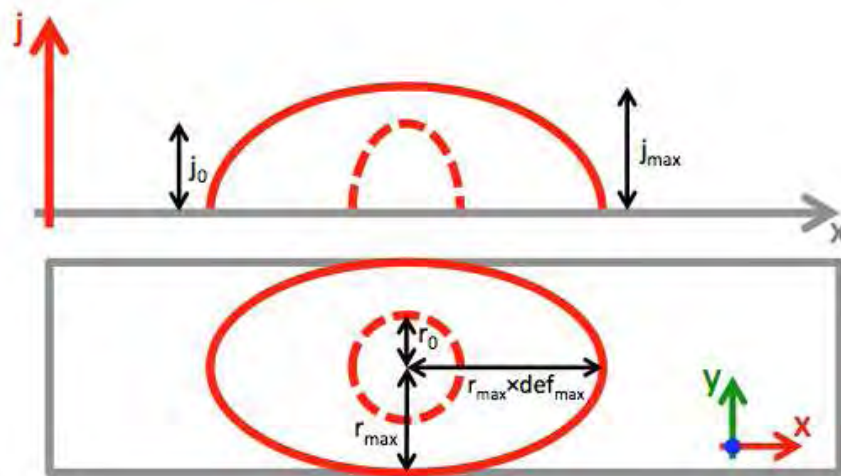


Figure 3.6 : Diagramme représentant le profil de densité de courant utilisé.

Soit r_0 le rayon minimal du cercle (1mm), r_{\max} la demi-largeur du rail et donc le rayon maximal du cercle (2mm), j_0 la densité de courant maximal ($1,2 \cdot 10^8 \text{ Am}^{-2}$), def_{\max} la déformation maximal de l'ellipse (3), j la densité de courant et I le courant à faire passer, l'algorithme déterminant la densité de courant pour un pied d'arc est le suivant:

- si $I < j_0 \times r_0^2 \times \pi / 2$ (soit $I < 188,5A$ avec les paramètres donnés plus haut): on a une tâche circulaire de rayon r_0 et un profil parabolique de densité de courant dont on fait varier la valeur maximal j_{\max} pour obtenir I :

$$j(r) = j_{\max} \times (1 - r^2 / r_0^2) \quad \text{avec} \quad j_{\max} = 2 \times I / (\pi \times r_0^2) \quad (3.12)$$

- si $j_0 \times r_0^2 \times \pi / 2 < I < j_0 \times r_{\max}^2 \times \pi / 2$ (soit $188,5A < I < 754A$ avec les paramètres donnés plus haut): on a une tâche circulaire de rayon r_1 que l'on fait varier pour obtenir I et un profil parabolique de densité de courant avec un maximum à j_0 :

$$j(r) = j_0 \times (1 - r^2 / r_1^2) \quad \text{avec} \quad r_1 = \sqrt{\frac{2 \times I}{j_0 \times \pi}} \quad (3.13)$$

- si $j_0 \times r_{\max}^2 \times \pi / 2 < I < j_0 \times r_{\max}^2 \times \text{def}_{\max} \times \pi / 2$ (soit $754A < I < 2262A$ avec les paramètres donnés plus haut): on a une tâche elliptique de largeur r_{\max} sur l'axe y et de longueur r_1 sur l'axe x (direction du rail) que l'on fait varier pour obtenir I et un profil parabolique de densité de courant avec un maximum à j_0 :

$$j(x,y) = j_0 \times (1 - x^2 / r_1^2 - y^2 / r_{\max}^2) \quad (3.14)$$

$$\text{avec} \quad r_1 = 2 \times I / (\pi \times j_0 \times r_{\max}) \quad (3.15)$$

- si $I > j_0 \times r_{\max}^2 \times \text{def}_{\max} \times \pi / 2$ (soit $I > 2262A$ avec les paramètres donnés plus haut): on a une tâche elliptique de largeur r_{\max} sur l'axe y et de longueur $r_{\max} \times \text{def}_{\max}$ sur l'axe x (direction du rail) et un profil parabolique de densité de courant dont on fait varier la valeur maximal j_{\max} pour obtenir I :

$$j(x,y) = j_{\max} \times (1 - x^2 / (r_{\max} \times \text{def}_{\max})^2 - y^2 / r_{\max}^2) \quad (3.16)$$

$$\text{avec} \quad j_{\max} = 2 \times I / (\pi \times r_{\max}^2 \times \text{def}_{\max}) \quad (3.17)$$

La déformation maximale de l'ellipse def_{\max} permet de multiplier directement le courant admissible sans avoir à augmenter la densité de courant maximale. Pour une bonne définition de ce profil, le maillage de l'électrode doit être suffisamment raffiné.

II. Maillage

Le travail sur la géométrie de la chambre du DBT est un point important du développement de nouveaux produits afin de garantir le bon déroulement de la coupure. Il est cependant difficile de préjuger de l'impact qu'aura une modification de la forme de la chambre sur la coupure. Nous allons essayer de mettre en place un modèle prédictif du mouvement de l'arc dans une configuration de disjoncteur industriel permettant de mettre en avant les avantages ou inconvénients du design simulé. Il faut pour cela réaliser un maillage de la chambre de coupure étudiée, c'est à dire discrétiser cette géométrie en volumes élémentaires.

Cependant, les configurations industrielles possèdent des formes complexes qui sont difficiles à mailler et où les forces responsables du mouvement sont difficiles à isoler. C'est pourquoi, dans les travaux expérimentaux comme théoriques nous commençons par une géométrie simplifiée (parallélépipède rectangle) permettant de découpler aisément les phénomènes. L'utilisation dans le modèle de la configuration expérimentale permettra une confrontation directe et, ainsi, la validation du modèle.

Néanmoins les configurations industrielles ou celle de notre maquette représentent des volumes assez importants qui rendent le calcul très long. Dans un premier temps, pour développer notre modèle nous avons donc eu recours à des maillages de volumes réduits, de quelques centaines de milliers de cellules. Ainsi nous avons pu tester rapidement les briques élémentaires de notre modèle, à savoir:

- La modélisation de la colonne d'arc;
- Le calcul du champ magnétique externe;
- Le déplacement des pieds d'arc sur les rails;
- L'ouverture de contact et commutation.

II.A) Maillage pour un arc entre deux rails

Dans un premier temps, nous nous sommes limités à la configuration la plus simple pour l'étude du déplacement de l'arc: une chambre parallélépipédique avec deux rails parallèles. Cela permet toutefois d'observer l'établissement de la colonne d'arc dans ce genre d'environnement, de tester le calcul du champ magnétique ainsi que de développer des modèles de mouvement des pieds d'arcs.

Comme présenté sur la **Figure 3.7**, cette première géométrie appelée **RR** (Rail-Rail) est de taille réduite: une longueur sur l'axe x de 20mm seulement pour le déplacement et une section de 8mm par 8mm. Deux rails de section 4mm par 1mm occupent cette chambre laissant un espace inter-électrode de 6mm. Aux deux extrémités de la géométrie, les surfaces appelées exhausts sont des échappements de gaz: le fluide est libre de s'échapper

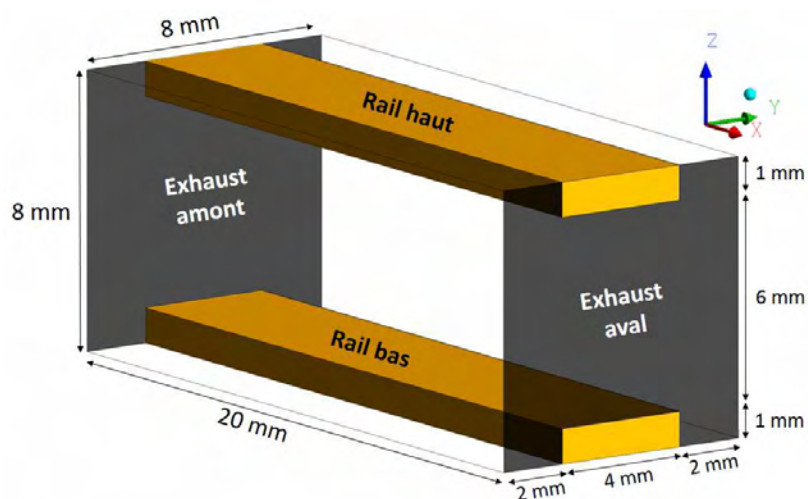


Figure 3.7 : Dimensions de la géométrie RR.

La description de l'arc nécessite un maillage raffiné, notamment près des électrodes. Une taille de maille de 0,1mm est fréquemment utilisée [Lin06, Yan10] car elle correspond à l'épaisseur des zones hors ETL proche de l'anode [Lag04] ou de la cathode [Cay08]. Cela conduit à un nombre de cellules très important. C'est pourquoi nous avons choisi de modéliser d'abord un volume réduit. Malgré tout pour le volume décrit sur la **Figure 3.7** découpé en cubes de 0,1mm de côté, le nombre de mailles s'élèverait à 1 280 000. Pour réduire le nombre de cellules nous utilisons des lois de croissance [Ans12] de la taille de maille. Ainsi cette dimension est de 0,1mm pour les zones d'intérêts où peuvent se situer les pieds d'arcs et de 0,5mm pour les zones éloignées de l'arc comme nous pouvons le voir sur la **Figure 3.8**. Nous avons néanmoins gardé une taille de maille constante de 0,1mm sur l'axe x car il s'agit de la direction de déplacement de l'arc et il faut garder la même précision quelle que soit sa position. Le nombre de cellules est alors réduit à 256 000.

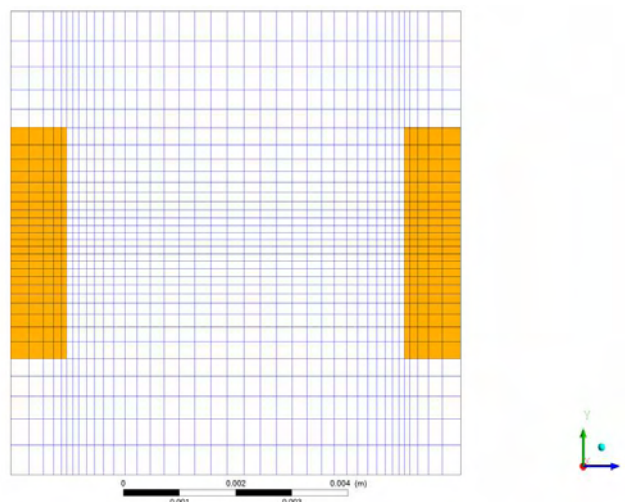


Figure 3.8 : Maillage structuré sur les axes Y-Z de la géométrie RR.

On remarque que les rails ont aussi été maillés, nous allons à présent expliquer pourquoi.

II.B) Maillage des rails

Ce qui conditionne le déplacement de l'arc dans la direction voulue est en grande partie le champ magnétique dit "externe" créé par le passage du courant dans les rails. Dans les travaux de Swierczynski & al. [Swi04], les rails sont assimilés à des fils rectilignes et le champ magnétique externe est calculé en fonction de la position des pieds d'arcs. Mais dans notre cas, nous souhaitons prendre en compte l'éventualité de plusieurs pieds d'arc sur une même électrode et pouvoir travailler avec des formes de rail plus complexes. Aussi nous avons maillé le volume solide correspondant aux rails (voir **Figure 3.8**). Le domaine de calcul et le nombre d'opérations à effectuer sont augmentés mais nous gagnons en polyvalence.

II.C) Maillage mobile

Pour respecter au mieux les conditions initiales de la coupure il est important de modéliser l'ouverture du contact. Il est donc nécessaire de mettre en place un maillage mobile, c'est-à-dire un maillage dont la géométrie change prenant en compte la modification/création/disparition de mailles suivant le mouvement du contact. Ce maillage doit permettre un mouvement de rotation et/ou de translation. Cette modification se fait dans le solveur @Fluent avec différentes options [Ans13].

La solution la plus simple à mettre en œuvre est le remaillage (ou « remeshing ») d'un maillage instrumé constitué de triangles en 2D ou de tétraèdres en 3D (voir **Figure 3.9**). Les éléments se déforment avec le mouvement, s'ils ne répondent plus à certains critères de qualité ils sont redécoupés ou réassemblés. C'est une méthode polyvalente utilisée surtout pour les mouvements de rotation. Cependant elle nécessite d'utiliser un maillage tri/tétra ce qui augmente grandement le nombre de cellules et réduit la qualité du maillage avec pour conséquences rédhibitoires d'augmenter le temps de calcul et de compliquer la résolution des équations (convergence lente, risque de divergence). Il est, dans ces conditions, souhaitable de créer une interface à l'intérieur du domaine afin que le remaillage ne soit pas appliqué à l'ensemble de la géométrie.

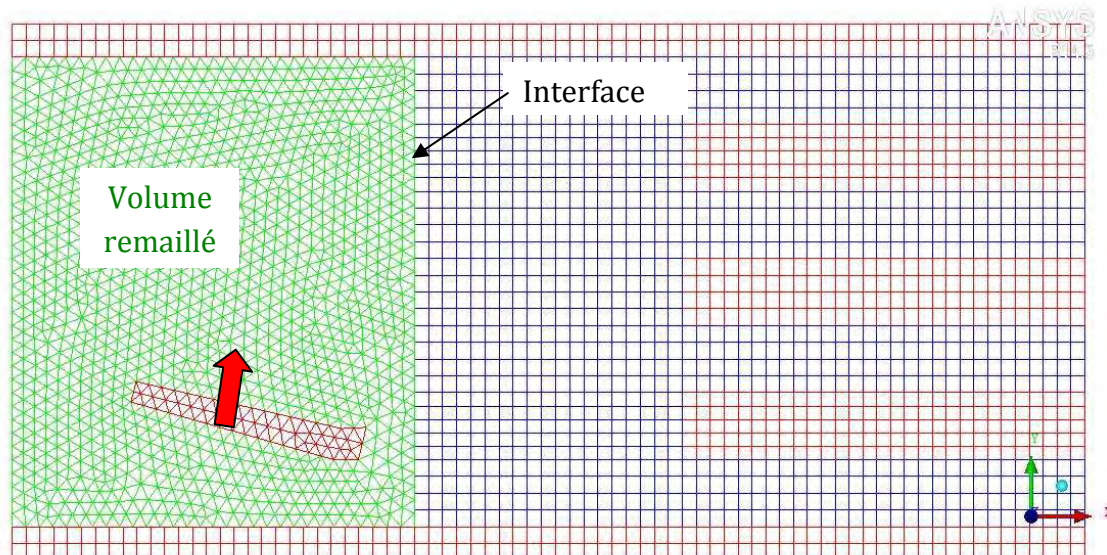


Figure 3.9: Exemple de maillage instrumé permettant la modélisation de l'ouverture en rotation par remeshing avec en vert la zone fluide modifiée par remeshing, en bleu la zone fluide fixe et en rouge les solides.

Une autre technique consiste à utiliser la méthode du layering dans un maillage structuré constitué de quadrilatères en 2D ou d'hexaèdres en 3D (voir **Figure 3.10**). Il s'agit de créer ou supprimer une couche de mailles au niveau d'une surface pour respecter la taille des cellules. Cette méthode est surtout appropriée pour des mouvements de translation mais il est possible de l'utiliser dans une rotation avec un maillage adapté en conséquence (voir **Figure 3.11**). Dans ce dernier cas des aberrations peuvent apparaître au niveau du maillage avec de grandes différences de tailles sur des cellules contiguës, engendrant des difficultés sur la convergence.

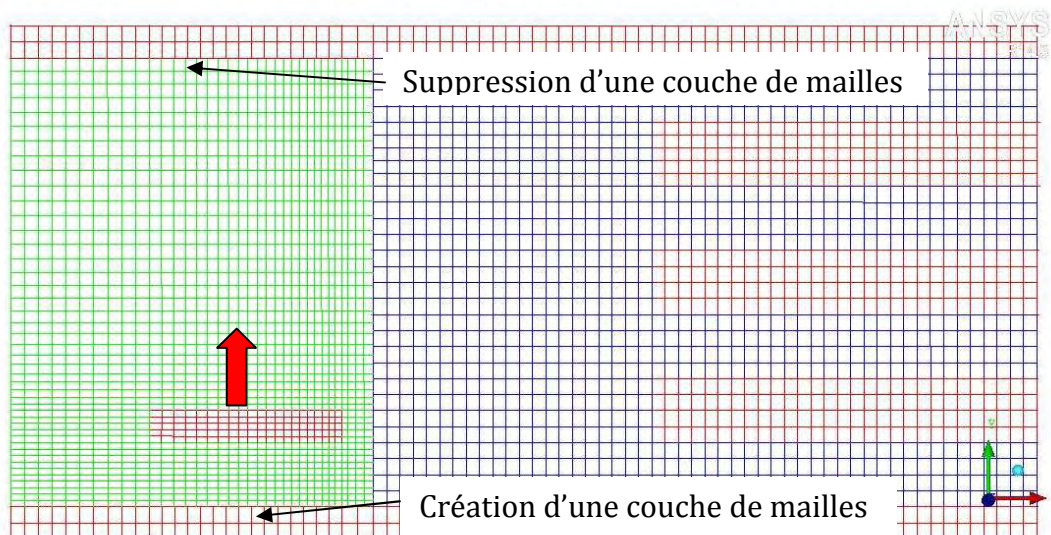


Figure 3.10: Exemple de maillage structuré permettant la modélisation de l'ouverture en translation par layering (la zone verte effectue une translation verticale déplaçant ainsi le contact en rouge vers le haut).

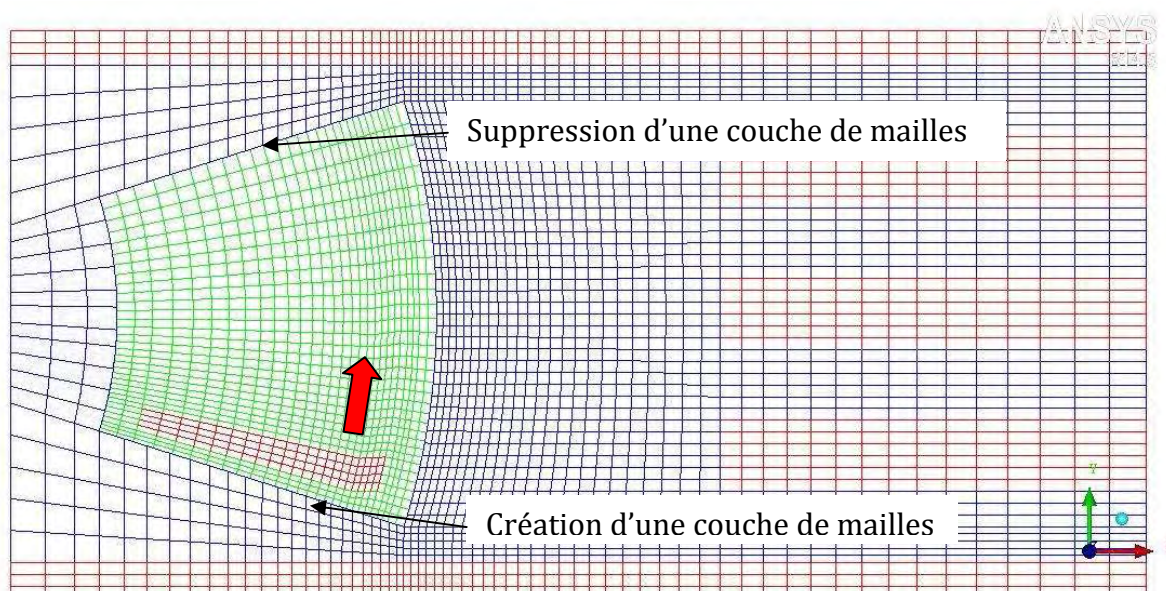


Figure 3.11: Exemple de maillage structuré permettant la modélisation de l'ouverture en rotation par layering (la zone verte effectue une rotation).

Dans un premier temps, nous avons représenté l'ouverture du contact par un mouvement de translation et maillé une géométrie réduite appelée **CTO** (Cas Test Ouverture) pour valider la capacité de notre modèle à simuler la commutation (voir **Figure 3.12**). La pointe du contact est biseautée et arrondie pour éviter les effets de pointe. Cela demande une légère déformation des cellules autour du contact comme on peut le voir sur la **Figure 3.13**.

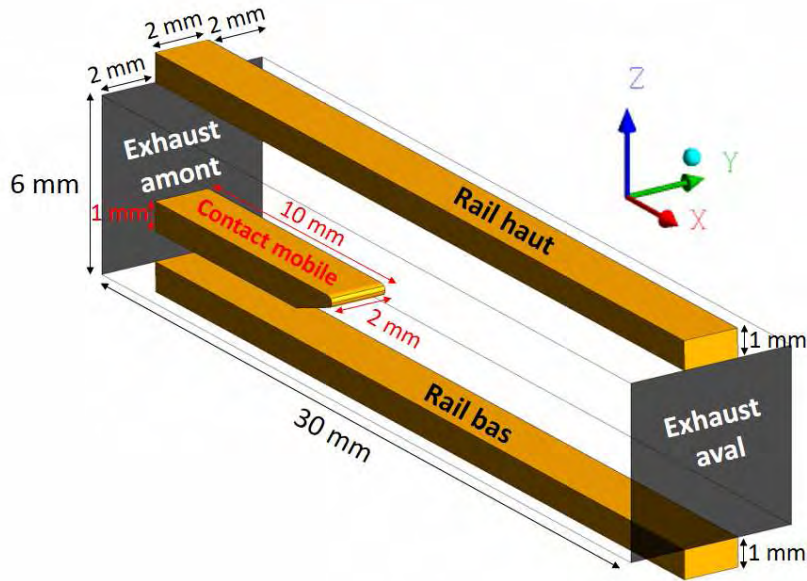


Figure 3.12 : Dimensions de la géométrie CTO.

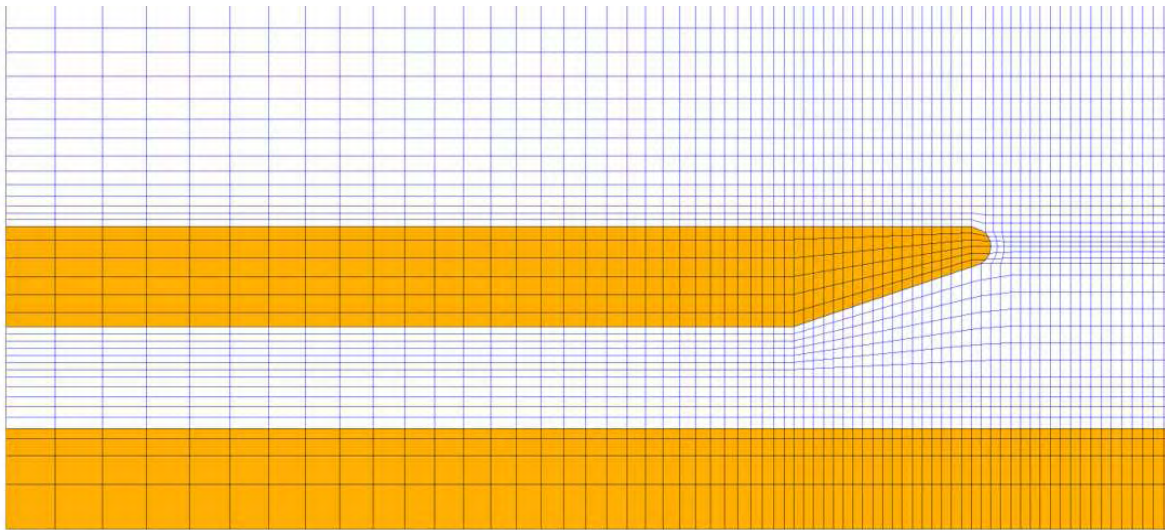


Figure 3.13 : Maillage structuré de la géométrie CTO autour du contact.

II.D) Maillage de la géométrie expérimentale

Ayant mis en place des maillages de taille réduite pour tester le comportement du modèle, l'étape suivante consiste à définir des maillages en taille réelle dans l'optique d'une comparaison directe avec les observations expérimentales.

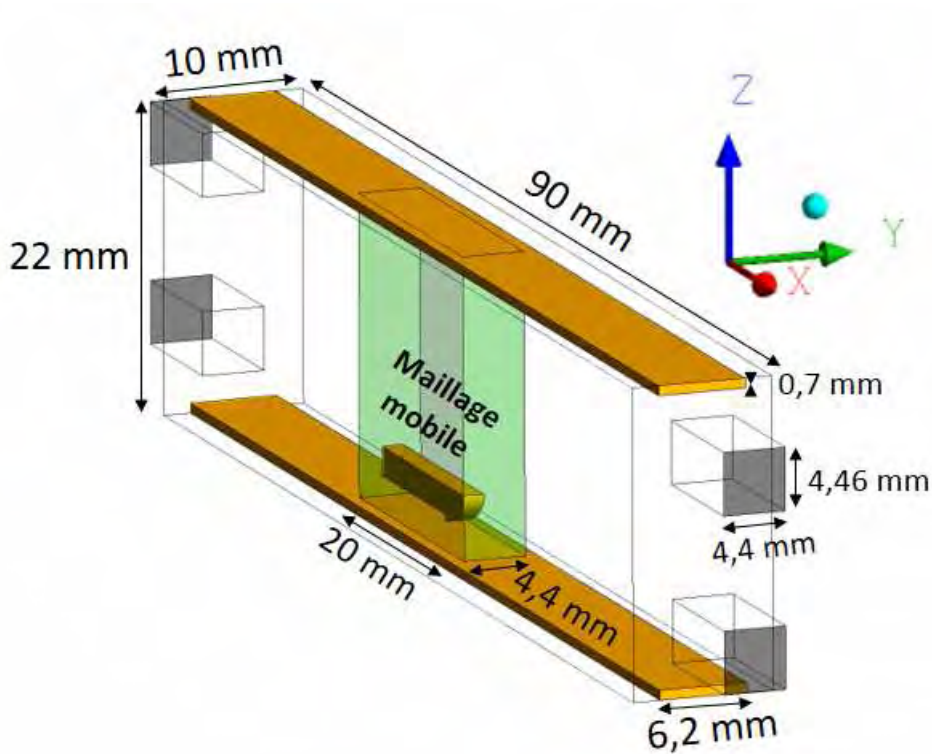


Figure 3.14 : dimensions de la géométrie expérimentale MH

Nous avons ainsi maillé la maquette décrite au **Chapitre 2 partie II** en conciliant adaptabilité du modèle et ressemblance à l'expérience. De fait, la taille de la chambre montrée sur la **Figure 3.14** est identique à celle utilisée pour nos tests. Les quatre échappements de gaz (ou exhausts) du maillage, repérés en gris sur la **Figure 3.14**, ont la même surface ($4 \times 19,6 \text{ mm}^2$) mais pas la même forme que dans la maquette expérimentale. En effet pour améliorer la qualité du maillage nous sommes passés d'une section circulaire à une section rectangulaire. Ainsi, toutes les cellules de notre maillage sont des parallélépipèdes rectangles sauf autour de la pointe du contact mobile comme on peut le voir sur la **Figure 3.15**. Les parallélépipèdes y sont déformés afin de conserver la forme expérimentale de la pointe du contact pour plus de cohérence.

En revanche, le contact est parallèle au rail et se déplace verticalement suivant une translation. Le maillage est modifié par layering comme décrit dans la **partie II.C)** précédente. Afin de ne pas modifier et déplacer tout le volume, nous avons divisé le maillage en une partie fixe et une partie mobile repérée en vert sur les **Figures 3.14 et 3.15**. Ces deux maillages glissent l'un par rapport à l'autre et il faut définir une interface entre eux permettant l'interpolation des grandeurs [Ans13].

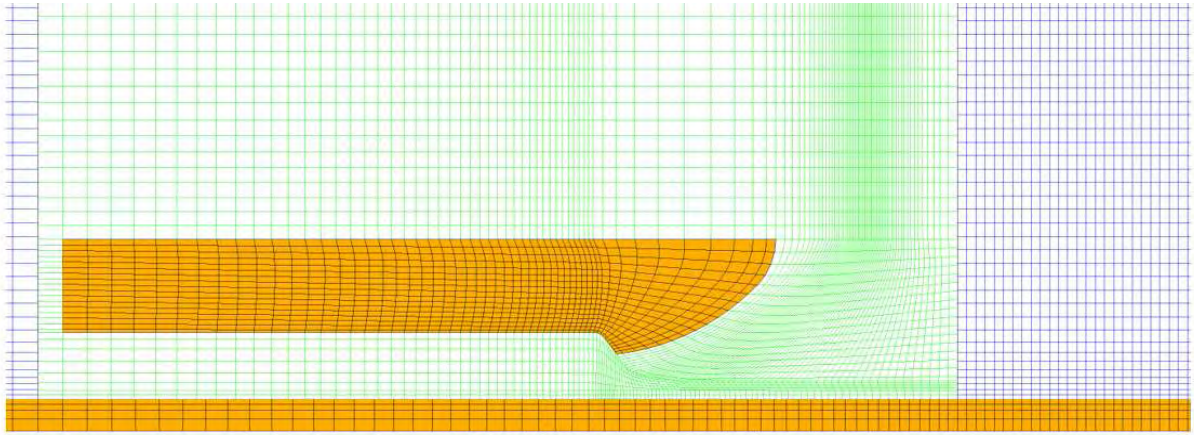


Figure 3.15 : Maillage structuré de la géométrie expérimentale MH autour du contact mobile

II.E) Maillage du disjoncteur industriel

La géométrie d'un disjoncteur industriel est très complexe comme on peut le constater sur la **Figure 3.16** qui correspond à un prototype de l'entreprise Hager. De plus, le mouvement du contact mobile que l'on retrouve habituellement comprend une translation et une rotation. De fait, il semble préférable de mailler en instructuré une telle configuration avec des cellules tétraédriques (voir **Figure 3.17**). Le logiciel de maillage pourra ainsi s'adapter aux reliefs de la chambre et, dans le cadre du mouvement du contact, le remeshing permettra de suivre un déplacement ou une déformation quelconque du contact.

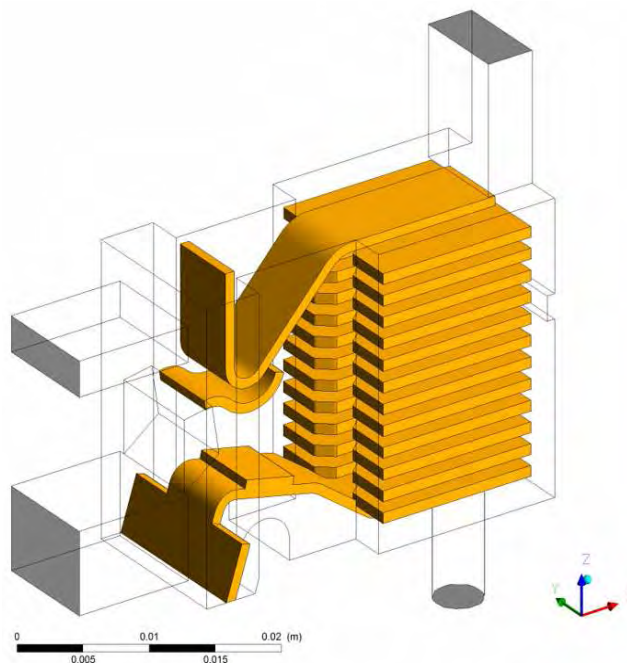


Figure 3.16 : Dimensions de la géométrie industrielle C1.

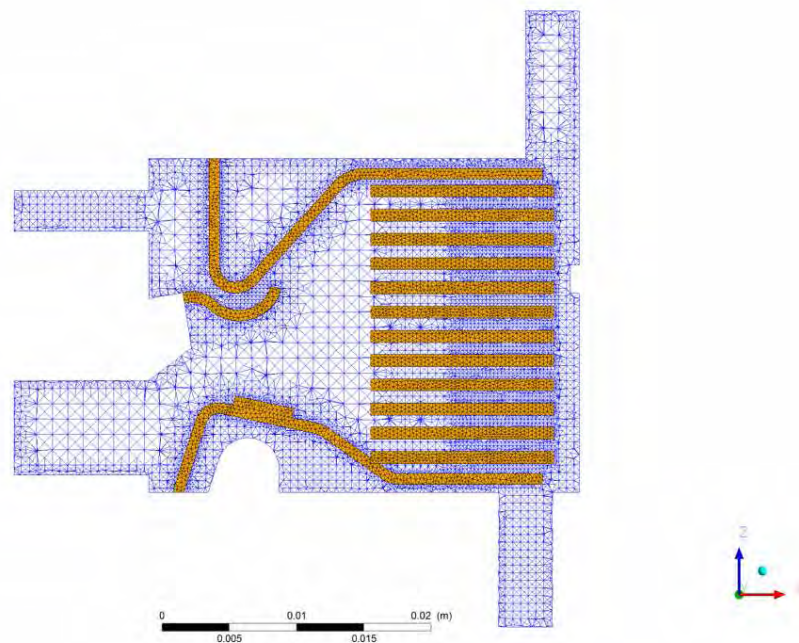


Figure 3.17 : Maillage instructuré de la géométrie industrielle C1.

III. Cas tests

Avant d'appliquer les développements du modèle mis en place dans des configurations en taille réelle où le calcul peut durer plus d'un mois, nous les avons testé sur des configurations simplifiées présentant un nombre de cellules réduit permettant de connaître rapidement le comportement du modèle et d'en améliorer les algorithmes si nécessaire. Ces essais ont été effectués avec des courants continus pour plus de simplicité et pour une comparaison plus aisée entre eux.

Le premier cas test appelé **RR** (Rail-Rail) permet de valider la simulation de la colonne d'arc, la prise en compte du champ magnétique externe et le déplacement des pieds d'arcs.

Le second cas test appelé **CTO** (Cas Test Ouverture) permet de s'assurer du bon fonctionnement du maillage mobile et de la capacité du modèle à reproduire la commutation.

III.A) Cas test RR: déplacement de l'arc

III.A.1) Conditions limites et initiales

La **Figure 3.18** montre les surfaces principales de la géométrie RR. Seules les parois de la chambre ne sont pas représentées. La condition initiale est également symbolisée par un cylindre rouge sur cette figure. L'arc est initié par un canal conducteur, appelé *init*, situé au centre du domaine. Il s'agit d'un cylindre où l'on impose à $t=0s$ une température suffisamment élevée ($T_0 = 18kK$) pour permettre le passage du courant d'une électrode à l'autre.

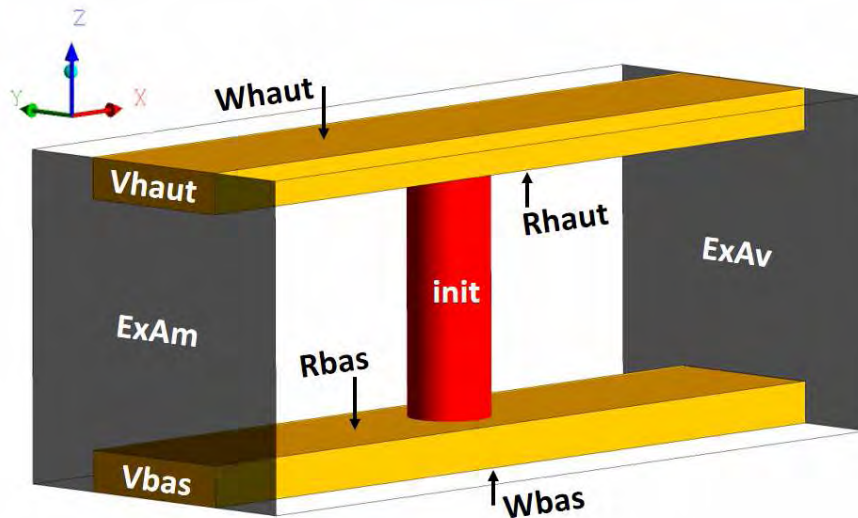


Figure 3.18 : Géométrie RR avec ses principales conditions limites et le canal conducteur.

Les conditions limites associées à ces surfaces sont récapitulées pour les deux méthodes de déplacement dans les **Tableaux 3.2 et 3.3**. On notera que les surfaces *Rhaut* et *Rbas* présentent deux conditions limites car elles marquent la séparation entre deux domaines de calcul, l'un fluide, l'autre solide. N.C. indique que la grandeur en question n'est pas résolue pour la condition limite. La condition appelée "Parois" rassemble les surfaces non représentées sur la **Figure 3.18**.

Condition limite	Moments	Enthalpie	Pot. Scalaire	Pot. Vecteur
<i>Rhaut</i> (fluide) (solide)	$v = 0 \text{ m/s}$ N.C.	conduction	conduction	Biot & Savart N.C.
<i>Rbas</i> (fluide) (solide)	$v = 0 \text{ m/s}$ N.C.	conduction	conduction	Biot & Savart N.C.
<i>Vhaut</i>	N.C.	$dh = 0$	$j = I / S$	N.C.
<i>Vbas</i>	N.C.	$dh = 0$	0 V	N.C.
<i>Whaut/Wbas</i>	N.C.	$dh = 0$	$dV = 0$	N.C.
<i>ExAm/ExAv</i>	$P = P_{\text{atm.}}$	convection	$dV = 0$	Biot & Savart
Parois	$v = 0 \text{ m/s}$	300 K	$dV = 0$	Biot & Savart

Tableau 3.2 : Conditions limites pour la géométrie RR dans le cadre de la Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC).

Condition limite	Moments	Enthalpie	Pot. Scalaire	Pot. Vecteur
Rhaut coté fluide	$v = 0 \text{ m/s}$	$dh = 0$ dans une sphère; 1000 K en dehors	0V	Biot & Savart
Rhaut coté solide	N.C.	1000 K	copie	N.C.
Rbas coté fluide	$v = 0 \text{ m/s}$	3500 K sur le profil de j; 1000K en dehors	profil de j	Biot & Savart
Rbas coté solide	N.C.	1000 K	copie	N.C.
Vhaut	N.C.	$dh = 0$	0 V	N.C.
Vbas	N.C.	$dh = 0$	0 V	N.C.
Whaut/Wbas	N.C.	1000 K	$dV = 0$	N.C.
ExAm/ExAv	$P = P_{atm.}$	convection	$dV = 0$	Biot & Savart
Paroi	$v = 0 \text{ m/s}$	300 K	$dV = 0$	Biot & Savart

Tableau 3.3 : Conditions limites pour la géométrie RR dans le cadre de la Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM).

III.A.2) Comportement du modèle

Le champ magnétique dans le plasma, et notamment sa composante correspondant au champ magnétique externe, est principalement donné par le niveau de courant imposé pour la simulation. La forme qu'il adopte dans le plan médian ZX est visible sur la **Figure 3.19** pour un arc au milieu de la géométrie RR et qui ne s'est pas encore déplacé. On note une asymétrie: le champ magnétique est plus important en amont de l'arc (à gauche) du fait du champ magnétique externe. La méthode de déplacement utilisée et la position de l'arc influent peu sur sa valeur. La norme du champ magnétique maximale est en moyenne de 41mT, 82mT et 129mT pour 100A, 300A et 600A respectivement.

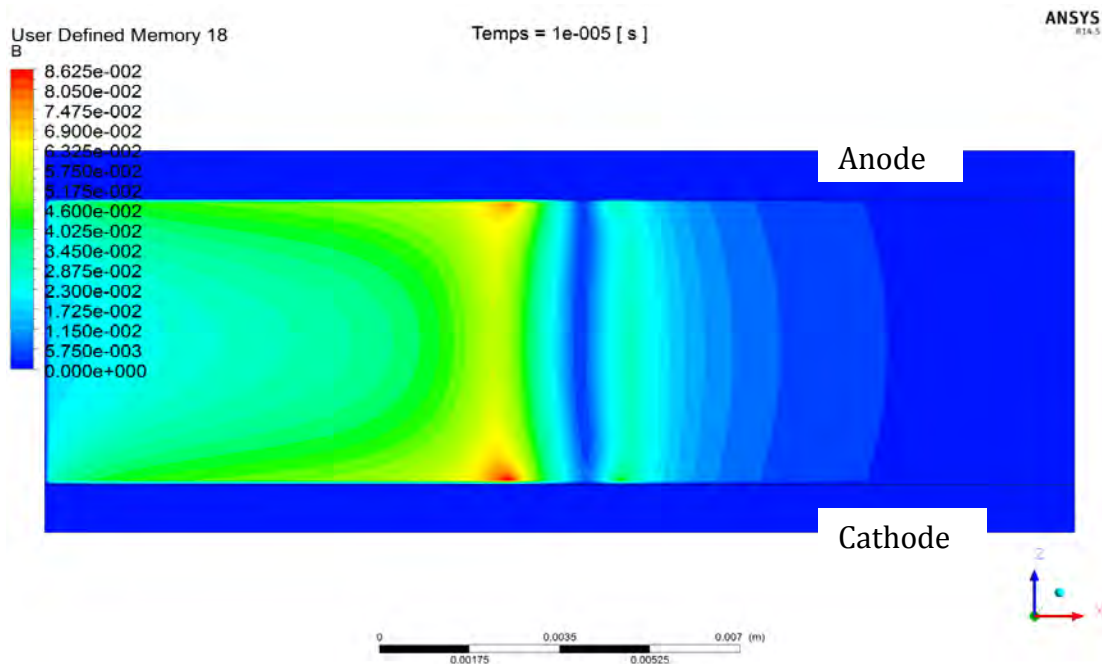


Figure 3.19 : Norme du champ magnétique pour un courant de 300A avec la MRGC.

Si la température au milieu de la colonne est semblable pour les deux méthodes de déplacement, celle au niveau des pieds dépend de la condition limite choisie. Egalement, le galbe et le mouvement de l'arc change entre MRGC et MCEM. Concentrons nous maintenant sur les particularités de ces deux méthodes.

III.A.2.a) Simulation avec la Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC)

Dans cette méthode, les électrodes sont à 300K et échangent de la chaleur par conduction avec le plasma. Pour permettre le passage du courant, l'arc doit atteindre une température très élevée pour chauffer le gaz adjacent aux électrodes. De fait, la densité de courant s'élève vers $2,4 \cdot 10^8 \text{ Am}^{-2}$ à proximité des électrodes comme on peut le voir sur la **Figure 3.20** où l'arc s'est déplacé durant $180 \mu\text{s}$. La densité de courant à l'intérieur de l'électrode n'a pas été représentée car sa valeur est très supérieure à celle dans le fluide du fait de la faible section du rail et nous voulons visualiser surtout ce qui se passe dans le fluide. Au cœur de la colonne d'arc, la densité de courant est plus faible car le plasma occupe un plus grand volume comme nous allons le voir avec le champ de température présenté sur la **Figure 3.21**.

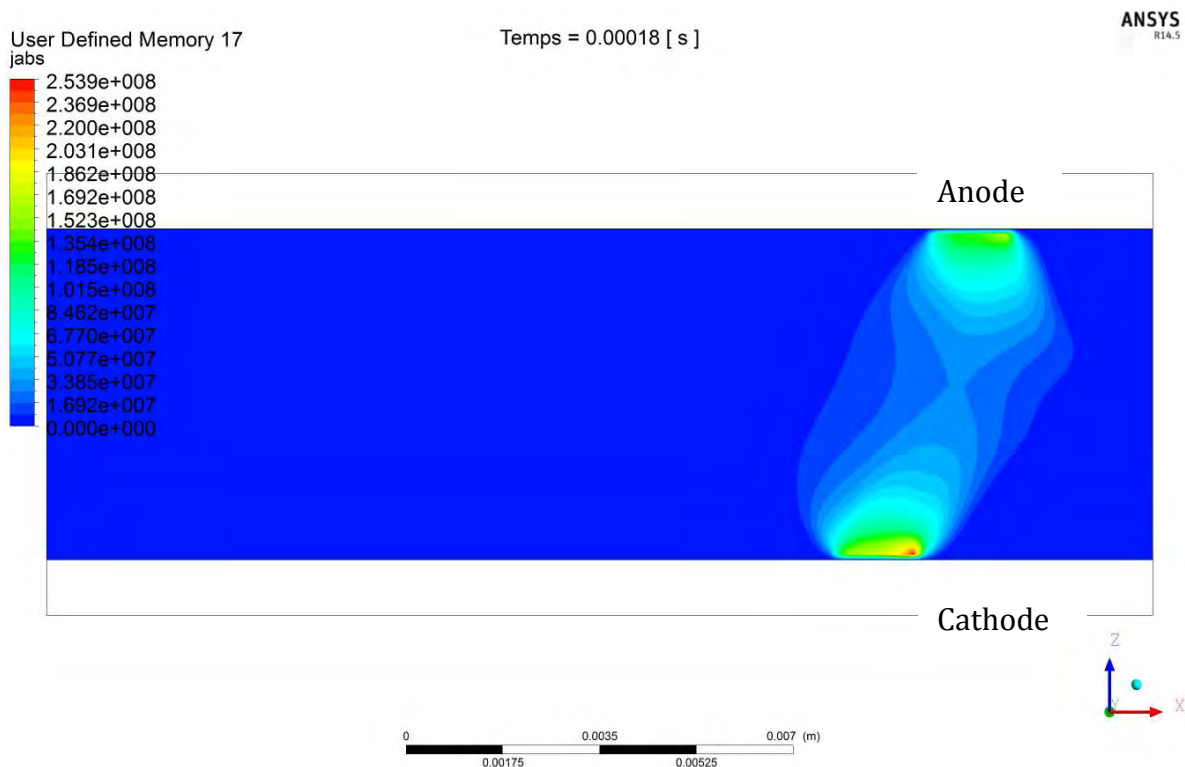


Figure 3.20 : Norme de la densité de courant pour un courant de 300A avec la MRGC.

En affichant le champ de température (voir **Figure 3.21**) on remarque la présence d'une excroissance de gaz chaud devant l'arc (à droite). Cette forme caractéristique appelée "nez" est visible dans les travaux expérimentaux de Zeller & al. [Zel01] ou théorique de Wu & al. [Wu07a]. La température la plus élevée se retrouve près des rails avec des maxima à 24400K, 29100K et 29200K pour 100A, 300A et 600A respectivement.

Il apparait sur les **Figures 3.20 et 3.21** une différence entre le déplacement des pieds d'arcs à la cathode et à l'anode bien qu'ils soient définis avec la même condition limite. Cela est dû à la prise en compte du flux enthalpique des électrons (voir **I.A.1**) parmi les termes sources de l'équation de l'énergie. Les électrons sortant de la cathode à la température de 300K refroidissent le plasma et à l'anode, les électrons perdent de l'énergie avant de rentrer dans l'anode ce qui réchauffe la zone proche de l'anode. Si la température atteinte reste semblable, la vitesse à laquelle le rail est chauffé diffère ce qui impacte le déplacement des pieds d'arc. Ainsi la cathode se déplace plus lentement que l'anode avec la MRGC.

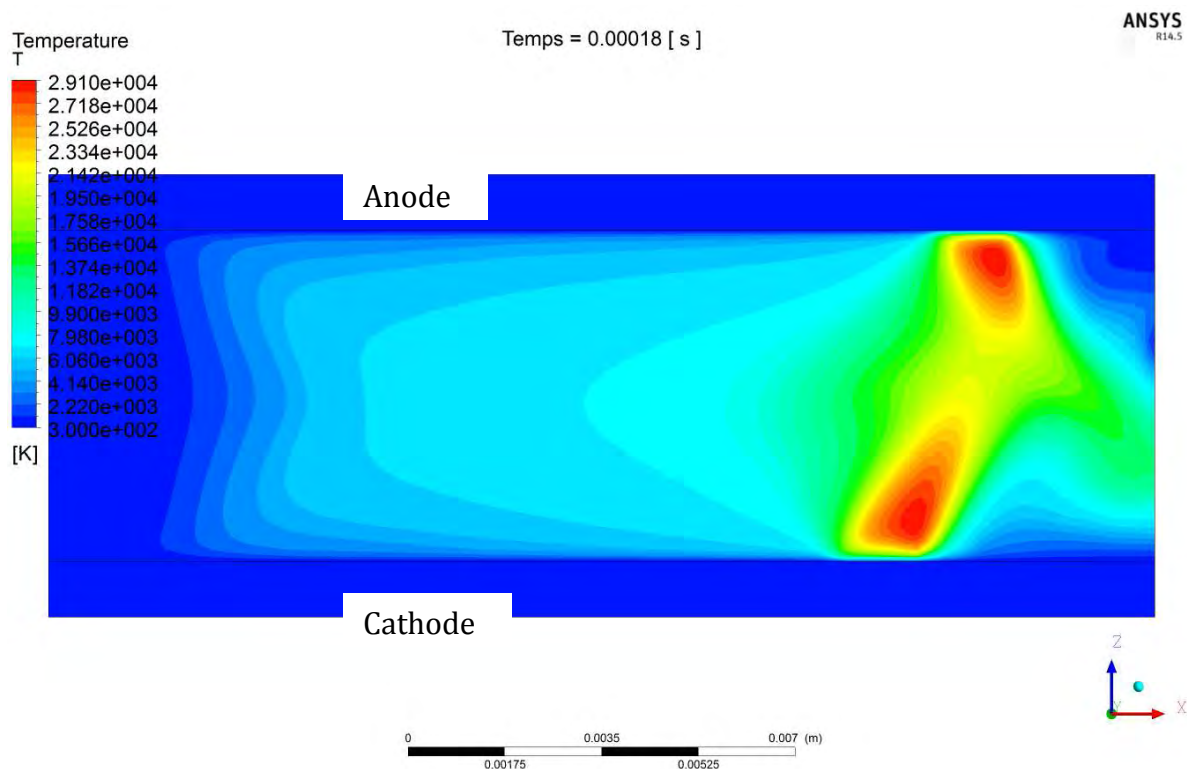


Figure 3.21 : Champ de température pour un courant de 300A avec la MRGC.

III.A.2.b) Simulation avec la Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM)

On remarque cette fois sur le champ de température présenté en **Figure 3.22** que les deux pieds d'arc n'ont pas le même aspect. La température maximale se retrouve proche de la cathode avec 19200K, 24200K et 26600K pour 100A, 300A et 600A respectivement. Ces températures sont plus basses que pour la MRGC.

Le flux nul en température dans une sphère de 2mm de rayon, utilisée pour l'anode, permet à sa température d'égaliser celle du plasma d'où une conductivité importante qui entraîne un pied d'arc diffus avec une densité de courant plus faible comme on peut le voir sur la **Figure 3.23**. La force de Laplace appliquée à cette zone est donc réduite. Par conséquent, contrairement à ce que nous avons vu précédemment pour la MRGC, c'est cette fois l'anode, située en haut, qui se déplace plus lentement que la cathode. Le choix d'autres conditions limites pourrait complètement modifier ce comportement permettant une adaptation aux observations expérimentales.

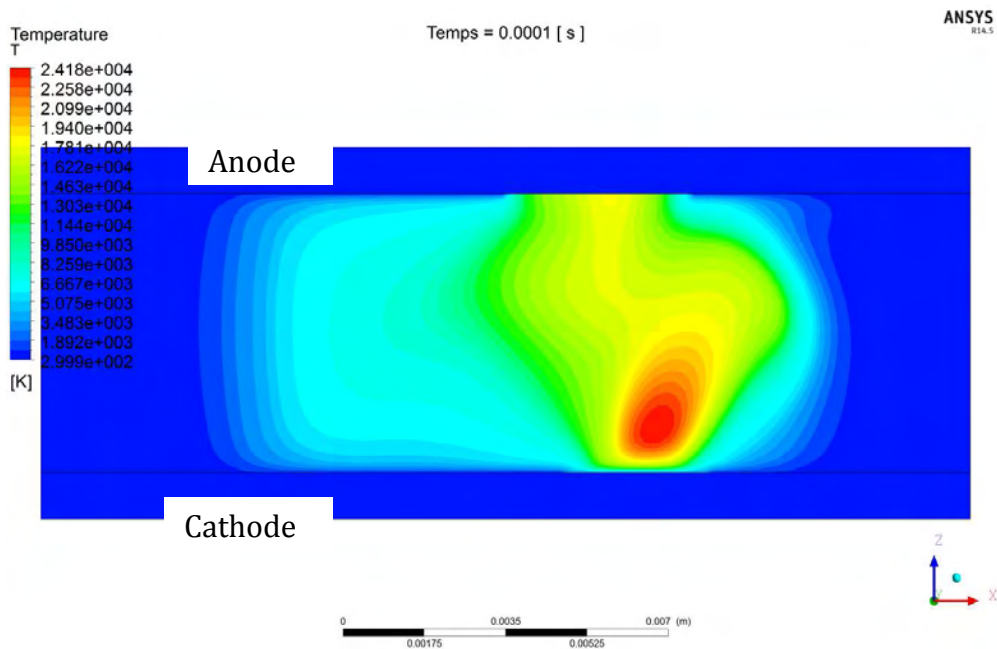


Figure 3.22 : Champ de température pour un courant de 300A avec la MCEM.

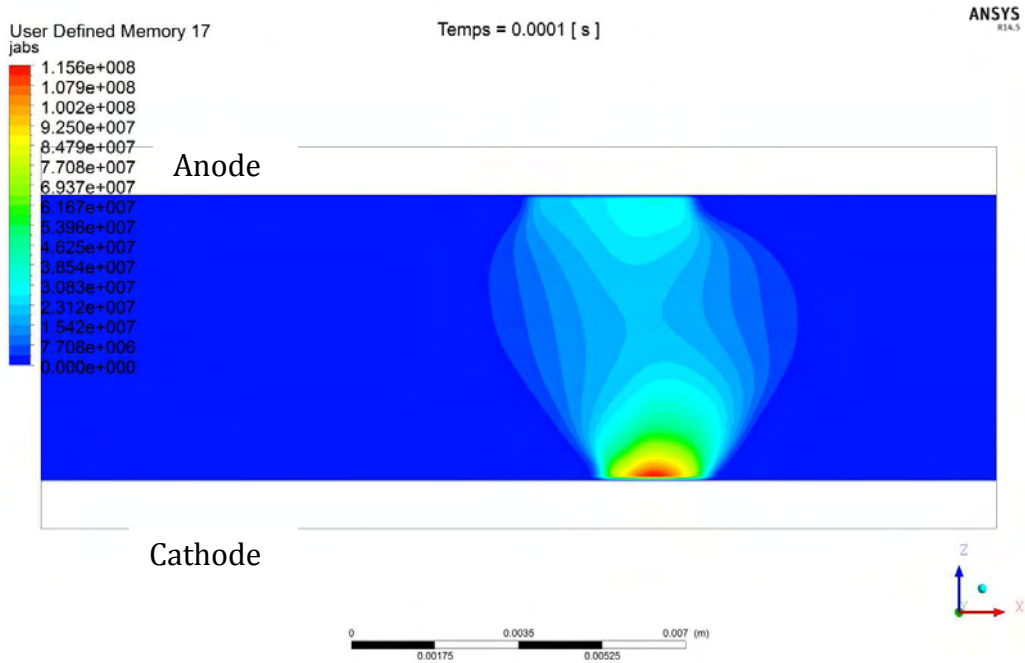


Figure 3.23 : Norme de la densité de courant pour un courant de 300A avec la MCEM.

III.A.3) Influence du niveau de courant sur le déplacement

Ayant vu l'apparence globale de l'arc simulé et ses principales grandeurs, nous allons à présent nous concentrer sur son déplacement qui est le cœur de ce sujet de thèse. Les résultats présentés dans ce paragraphe sont toujours issus de simulations dans la géométrie RR décrite précédemment. Sur les **Figures 3.24 et 3.25** nous avons tracé la position des pieds d'arc anodique et cathodique au cours du temps pour des courants de 100A, 300A et 600A selon les deux méthodes. Naturellement, le mouvement est plus rapide lorsque l'on augmente le courant. Pour une intensité de 100A, on note une quasi-immobilité du pied d'arc cathodique sur la **Figure 3.24** avec la MRGC. On peut estimer que l'énergie apportée par l'arc est trop faible pour réchauffer la cathode ce qui ralentit le mouvement. L'explication de ce comportement n'est pas triviale et bien que les non-départs d'arc soient une problématique bien réelle des DBT, un bilan d'énergie aux pieds d'arc plus complet serait souhaitable pour conclure sur le bien fondé de cette immobilité. Les résultats avec la MCEM présentés sur la **Figure 3.25** donnent des vitesses légèrement supérieures, sans immobilité, et avec cette fois un déplacement de la cathode plus rapide que celui de l'anode. Cela est dû à une densité de courant à l'anode inférieure à celle donnée par le profil de courant à la cathode, ce qui limite l'action de la force de Laplace.

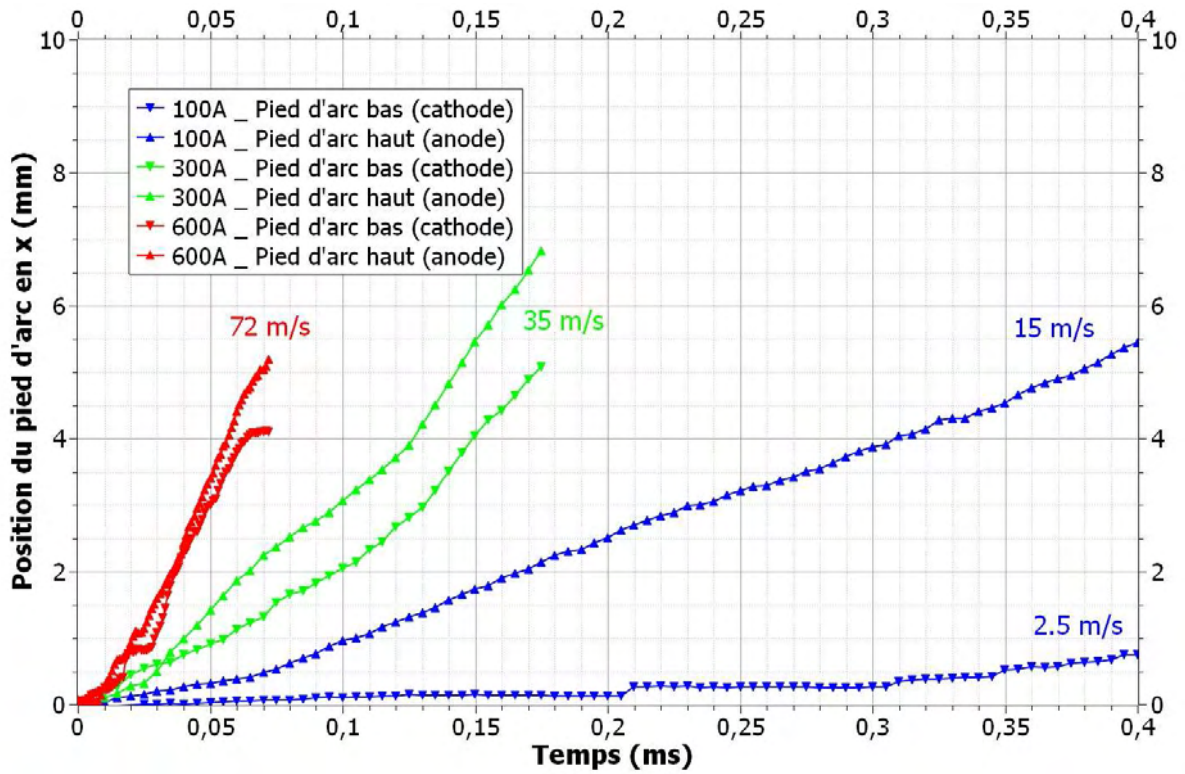


Figure 3.24 : Déplacement des pieds d'arcs pour différents courants avec la MRGC.

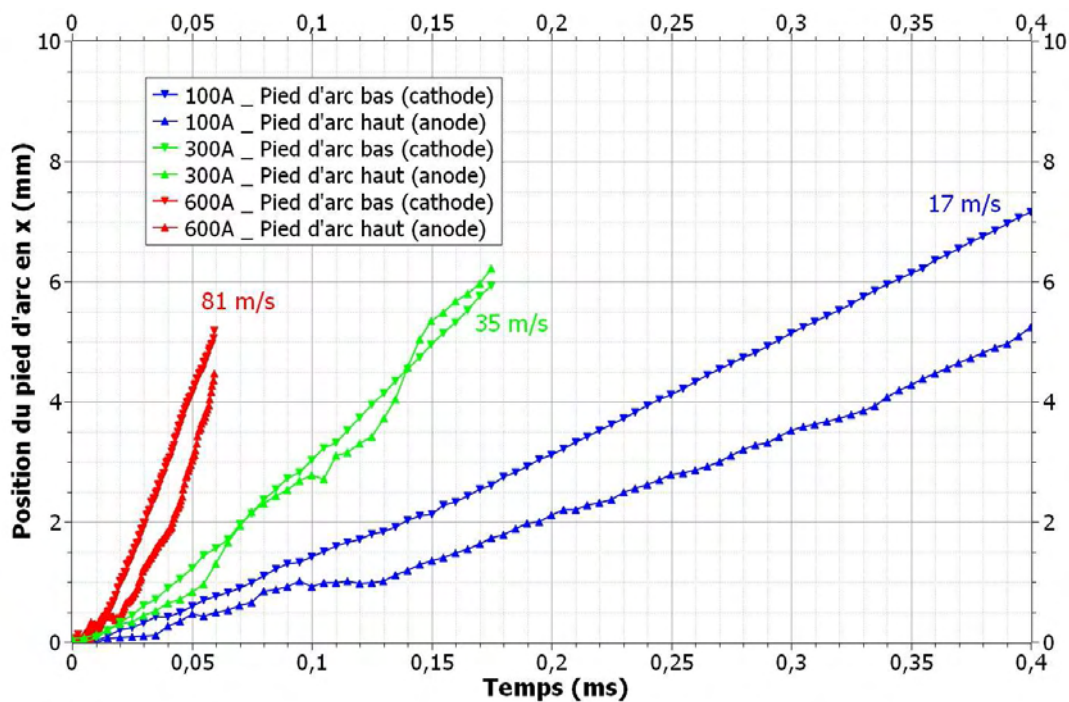


Figure 3.25 : Déplacement des pieds d'arcs pour différents courants avec la MCEM.

Sur la **Figure 3.26** nous comparons les vitesses moyennes de déplacement des pieds d'arcs. Elles sont obtenues à partir des vitesses dans la zone où la position en

fonction du temps est assimilable à une droite. La MCEM, avec les paramètres que nous avons fixé, amène en général un déplacement plus rapide de l'arc que la MRGC. Il n'est pour l'instant pas possible de conclure sur la validité de chacune de ces méthodes sans confrontation avec la pratique.

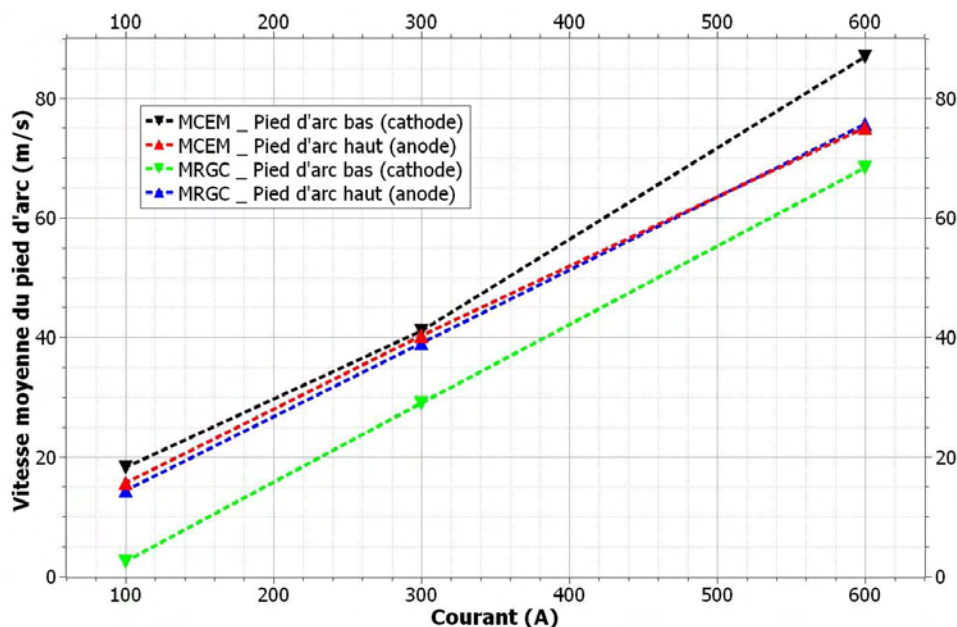


Figure 3.26 : Comparaison des vitesses de pieds d'arc pour les 2 méthodes et 3 courants.

III.A.4) Influence des échappements de gaz sur le déplacement

Notre maquette expérimentale permet d'étudier l'influence de la géométrie et la présence des exhausts sur le mouvement de l'arc. Le modèle doit être capable de corroborer cette étude. Nous avons changé la condition limite de l'échappement de gaz amont (ExAm sur la **Figure 3.18**) en une paroi ne laissant pas passer le gaz. Le gaz chaud créé par l'arc ne peut pas s'échapper en amont ce qui amène une montée en pression. Cette différence de pression entre amont et aval entraîne donc naturellement le mouvement de l'arc vers l'aval et vient s'ajouter à la force de Laplace. On notera qu'il serait intéressant de lancer cette simulation sans la prise en compte du champ magnétique externe pour voir si, et à quelle vitesse, l'arc se déplace sous le seul effet de la différence de pression.

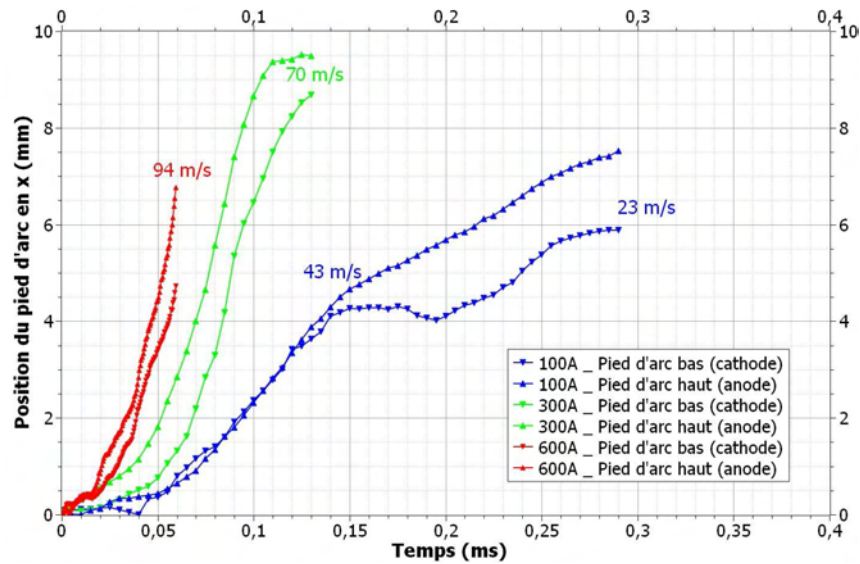


Figure 3.27 : Déplacement des pieds d'arcs pour différents courants avec la MRGC pour une géométrie ouverte en aval et fermé en amont.

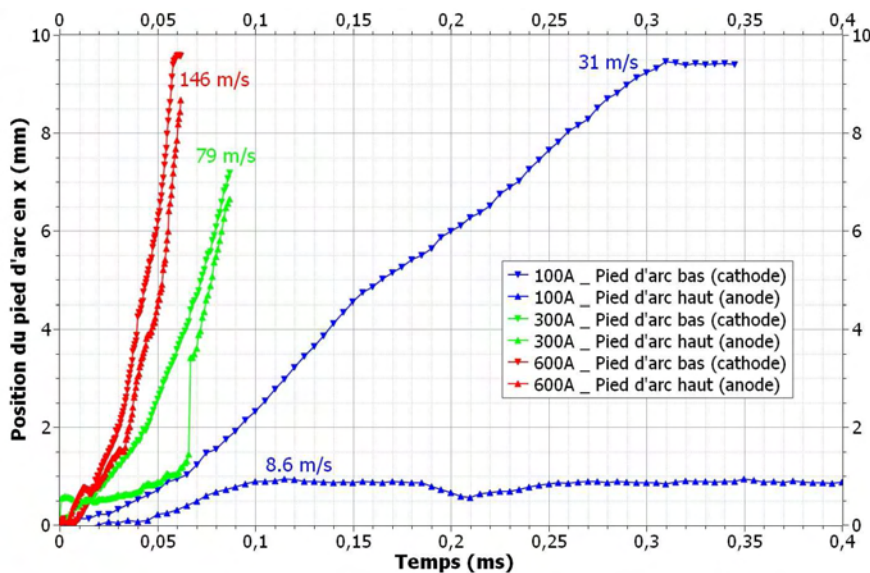


Figure 3.28 : Déplacement des pieds d'arcs pour différents courants avec la MCEM pour une géométrie ouverte en aval et fermé en amont.

Sur la **Figure 3.29** nous affichons la vitesse de l'arc déterminée par la moyenne des vitesses des deux pieds selon la méthode et selon l'ouverture de l'échappement amont. Nous voyons que l'arc se déplace jusqu'à deux fois plus vite lorsque l'on bouche l'exhaust amont ce qui nous conforte sur l'intérêt de mener des expériences et modélisation en faisant varier la géométrie de cette manière.

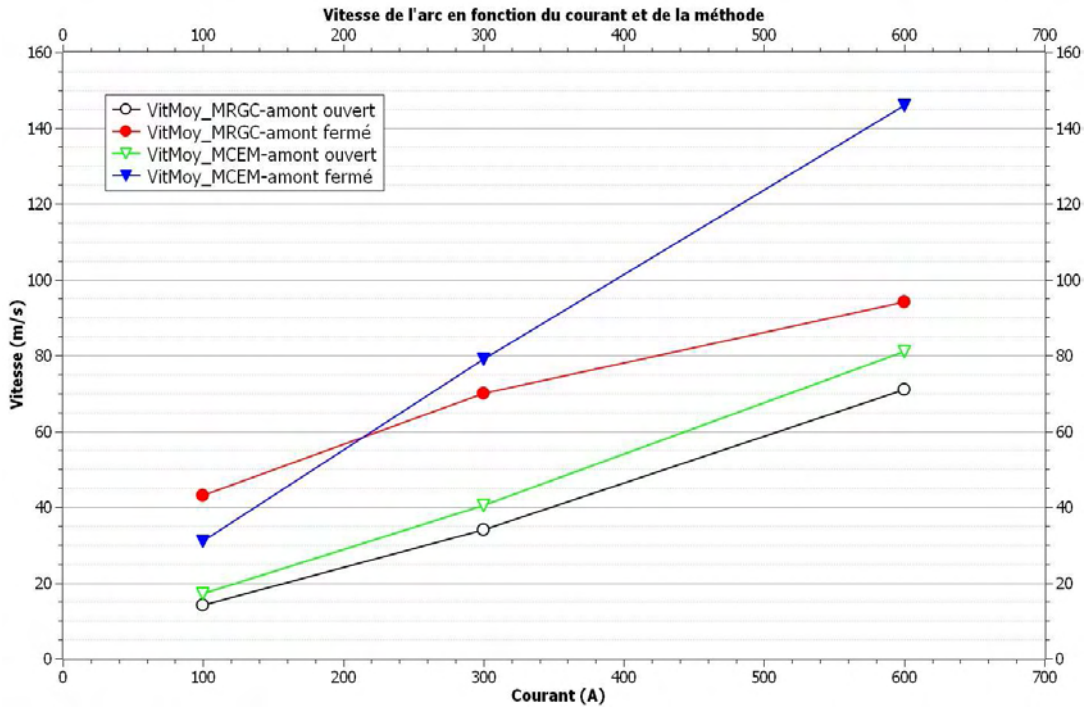


Figure 3.29 : Comparaison de la vitesse de l'arc pour les deux configurations d'exhausts selon le niveau de courant et la méthode.

III.A.5) Influence de la nature du gaz sur le déplacement

Afin de juger de la pertinence d'utiliser dans des développements futurs des données de bases permettant de prendre en compte la contamination du milieu par les composés organiques ablatés aux parois par l'arc nous avons comparé le déplacement de l'arc dans l'air pur et dans le CO₂ pur. Les simulations présentées sur les **Figures 3.30 et 3.31** ont été effectuées pour les deux méthodes et les deux gaz avec un courant de 300A et une géométrie ouverte aux deux extrémités. Nous voyons une différence dans le mouvement de l'arc: il se déplace plus lentement dans le CO₂.

Néanmoins cette tendance n'est pas très marquée. La simulation dans un gaz comprenant des vapeurs métalliques amènerait peut être des changements plus notables du fait de la conductivité électrique plus importante à basse température et du rayonnement plus intense. Quoi qu'il en soit, de telles améliorations ne prendraient de sens qu'avec un modèle d'ablation et de diffusion de vapeurs permettant de modéliser l'apparition de nouvelles espèces par leur évaporation aux parois et leur répartition dans la chambre.

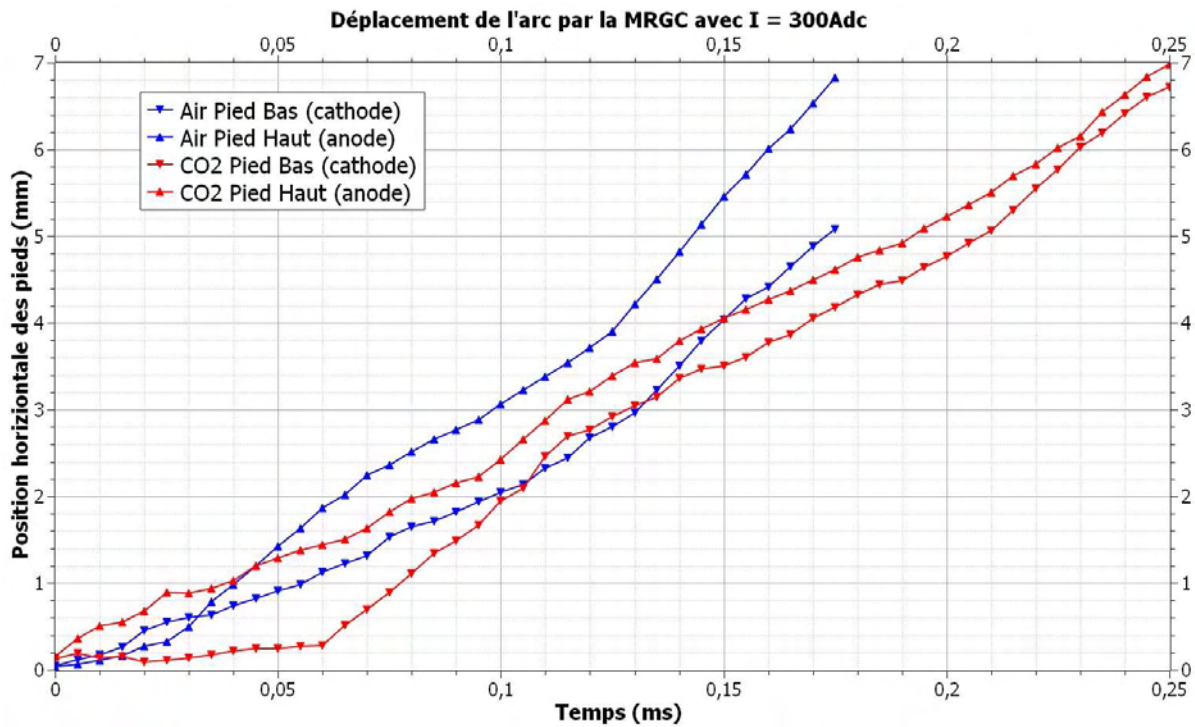


Figure 3.30 : Déplacement des pieds d'arcs selon la nature du gaz plasmagène avec la MRGC.

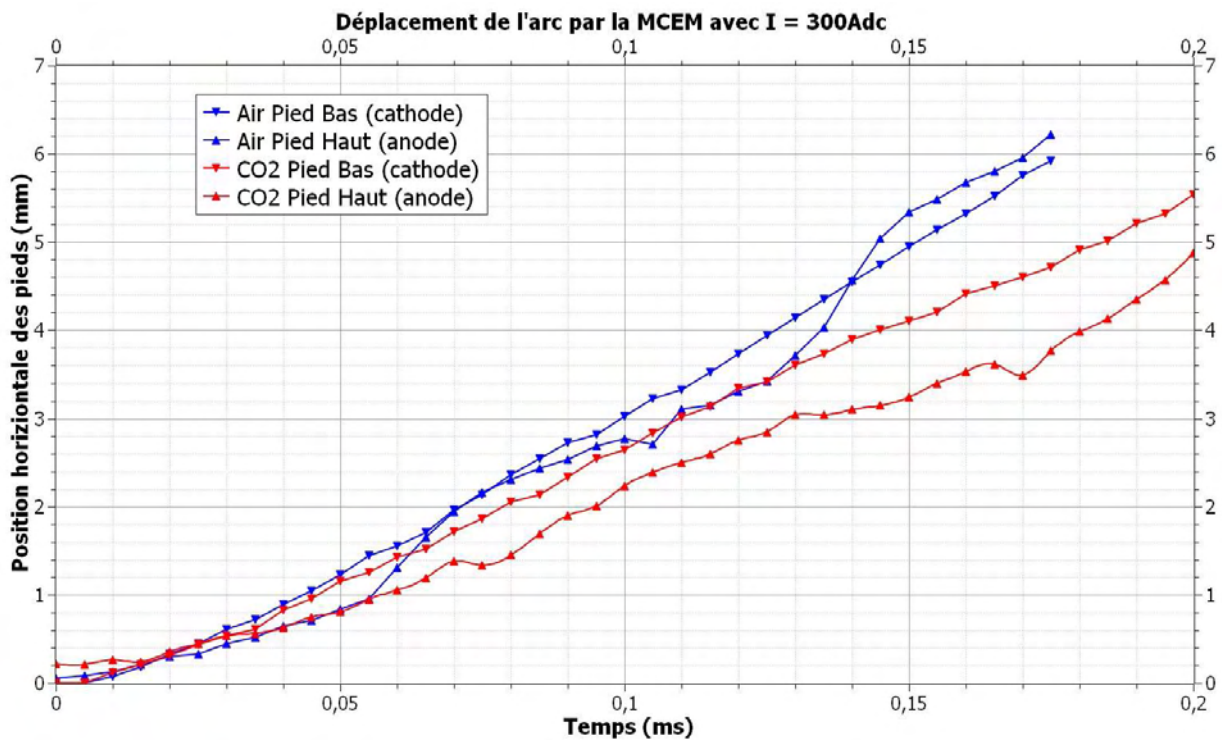


Figure 3.31 : Déplacement des pieds d'arcs selon la nature du gaz plasmagène avec la MCEM.

III.B) Cas test CTO: commutation de l'arc

Ayant mis en place deux méthodes permettant de décrire le mouvement du pied d'arc, il nous faut maintenant nous assurer qu'elles permettent la commutation d'un pied d'arc passant du contact mobile au rail supérieur. Pour cela nous utilisons la géométrie **CTO** décrite au paragraphe **II.C**).

III.B.1) Conditions limites et initiales

Nous retrouvons sur la **Figure 3.32** les mêmes conditions limites que pour la configuration **RR** décrite au paragraphe **III.A.1**) à l'exception des surfaces V_{ctm} et R_{ctm} rajoutées pour le contact mobile. Aussi nous utilisons les mêmes conditions limite que celles décrites dans les **Tableaux 3.2 et 3.3** en reproduisant la condition de R_{haut} pour R_{ctm} et celle de V_{haut} pour V_{ctm} . Le calcul est initié par un canal conducteur à 18kK entre le rail bas et le contact mobile. Egalement, pour les résultats que nous allons montrer l'exhaust amont Ex_{Am} est bouché. Le contact mobile effectue une translation vers le haut à 10m/s pendant 0,3ms soit un déplacement total de 3mm avec une distance initiale du rail bas de 1mm.

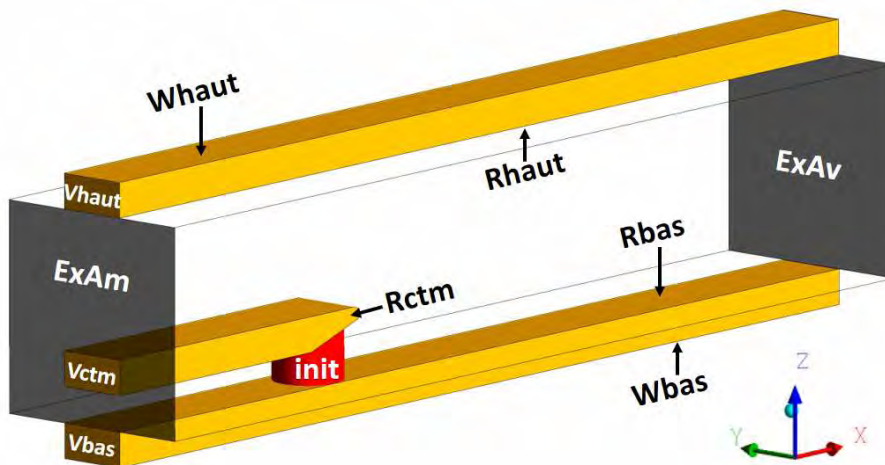


Figure 3.32 : Géométrie CTO avec ses principales conditions limites et le canal conducteur.

III.B.2) La commutation en images

Sur les **Figures 3.33 et 3.34** sont affichées les densités de courant durant la commutation pour des essais à 300A avec les deux méthodes de mouvement des pieds. Nous voyons une forte élongation de l'arc qui est sûrement due à un champ magnétique intense du fait de la faible section des amenées de courant. Par conséquent, le pied d'arc en bas (cathode) parcourt presque toute la chambre avant la commutation. On peut observer un rallumage à partir d'un point émissif sur la **Figure 3.34** entre 147 et 156 μ s. Quand le gaz chaud s'est suffisamment approché du rail supérieur, la commutation se produit. Dans le cadre du MCEM, en modifiant la taille de la zone de recherche du point d'accrochage, il est possible de contrôler la commutation.

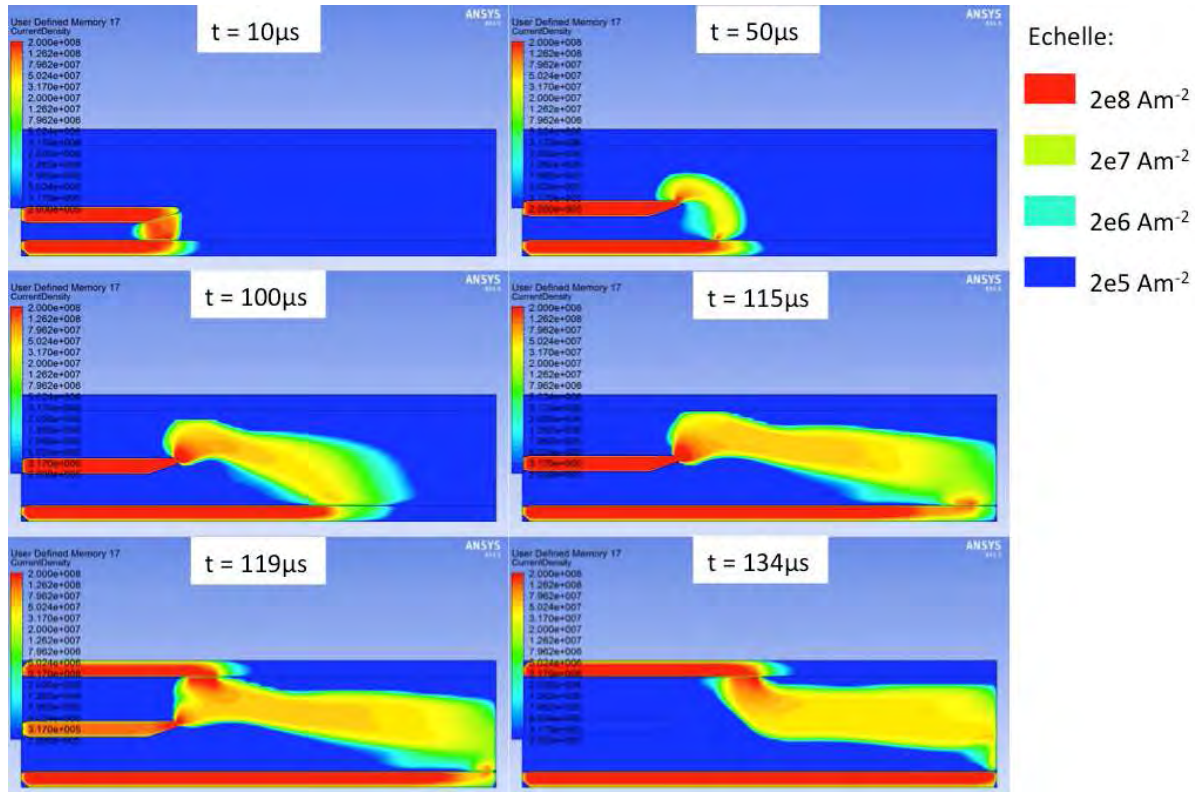


Figure 3.33 : Visualisation de la densité de courant lors de la commutation avec la MRGC pour un courant de 300A dans la géométrie CTO.

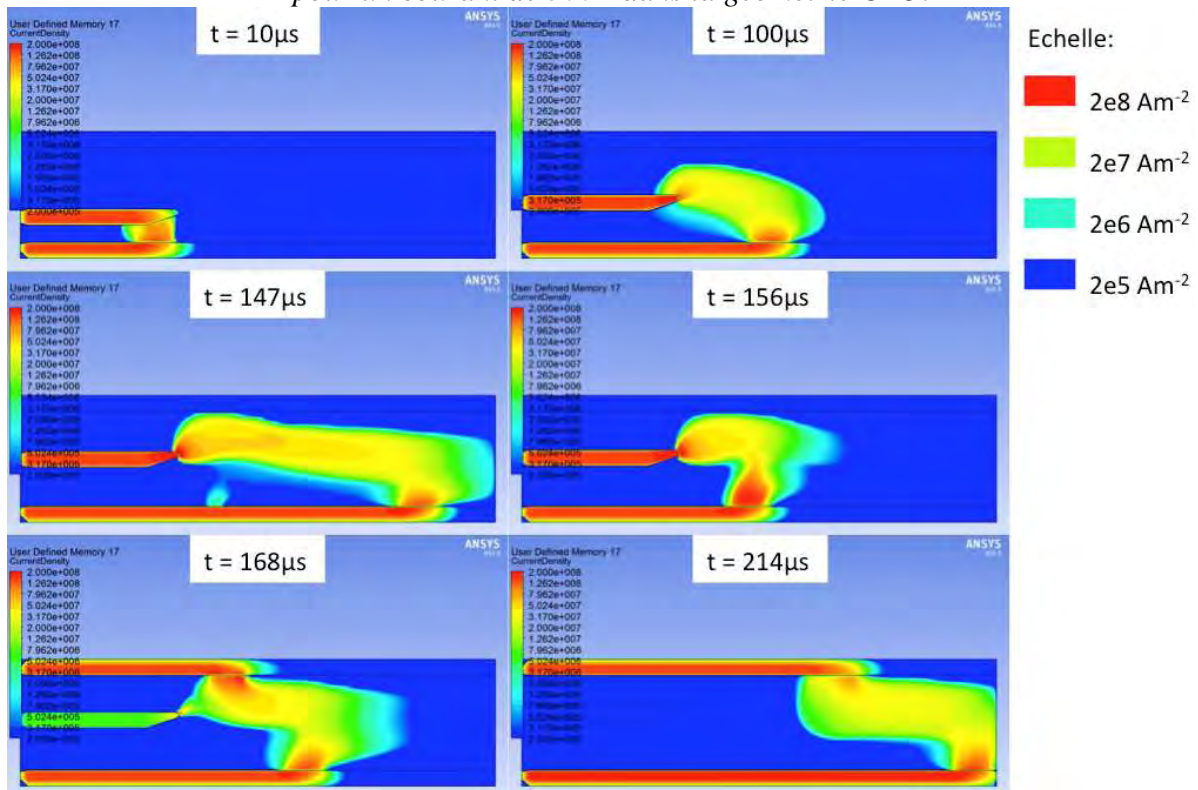


Figure 3.34 : Visualisation de la densité de courant lors de la commutation avec la MCEM pour un courant de 300A dans la géométrie CTO.

III.B.3) La commutation sur les courbes de courant

Une information pratique pour analyser la commutation est le courant aux limites V_{bas} , $V_{contact}$ et V_{haut} . Cela permet aussi de vérifier la continuité du courant. Ces courbes sont affichées pour un courant de 600A sur les **Figures 3.35 et 3.36**. Pour le MRGC (**Figure 3.35**) on remarque une commutation très franche (environ 9 μ s) et une conservation de courant parfaite. A contrario, pour la MCEM (**Figure 3.36**) l'échange du courant du contact vers le rail haut dure plus de 600 μ s et on remarque que la conservation du courant n'est pas très bonne. Si le courant dans le plasma suit correctement la consigne, ceux dans les parties solides sont moins précis à cause de la condition limite utilisée pour copier le courant qui nécessite quelques améliorations. Le courant dans le contact mobile notamment est inexact car la forme de la pointe du contact rend l'opération de copie du courant plus délicate. Cette différence d'intensité dans les rails conduit à une estimation faussée du champ magnétique externe.

Pour expliquer la différence entre les durées de commutation pour les deux méthodes, on peut avancer que les conditions limite de la MCEM permettent le passage du courant sans trop de contraintes et autorisent l'existence de deux arcs en parallèle tandis que pour la MRGC une densité de courant assez importante est nécessaire ce qui fait que le nouveau pied d'arc se développe au détriment de l'ancien.

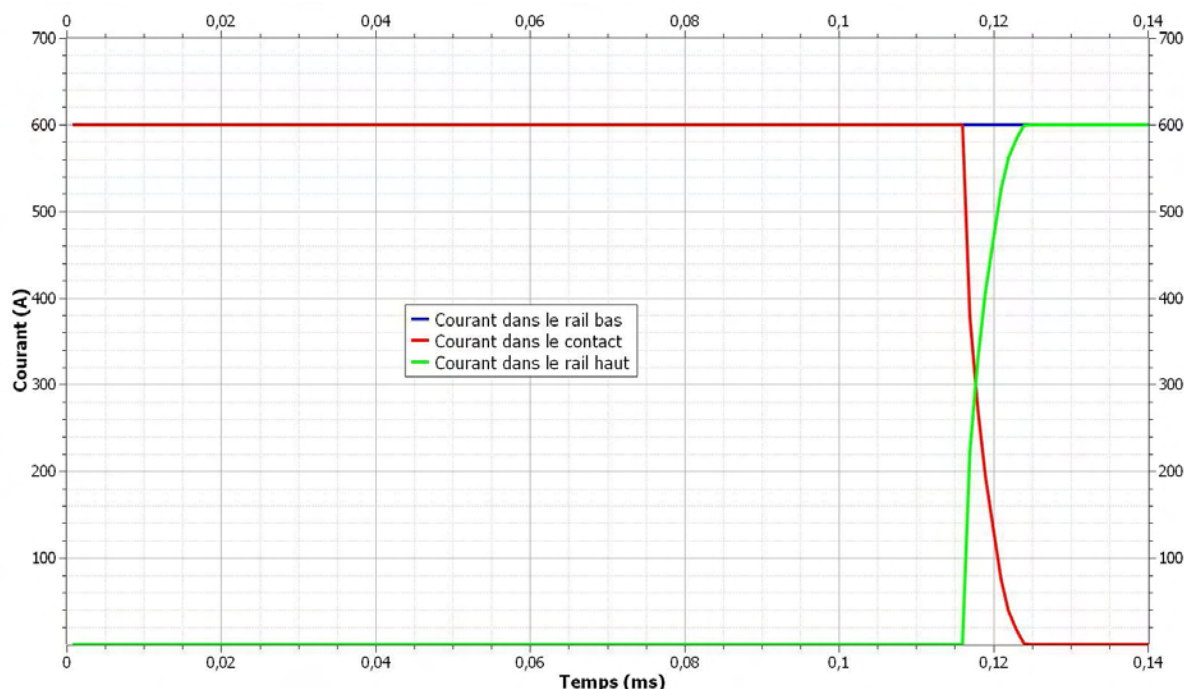


Figure 3.35 : Courbes de courant montrant la commutation avec la MRGC pour 600A.

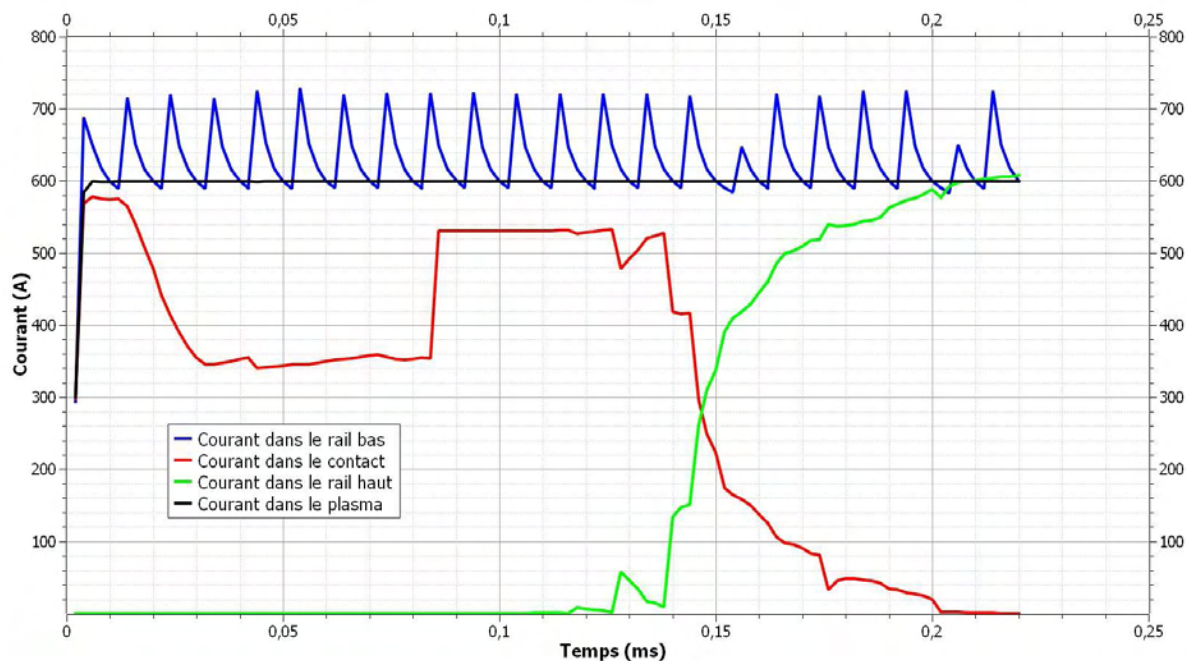


Figure 3.36 : Courbes de courant montrant la commutation avec la MCEM pour 600A.

Les deux méthodes reproduisent qualitativement le phénomène de commutation que nous cherchons à modéliser. Malgré les différences entre elles, les résultats obtenus sont assez proches. On notera que, pour plus de précision, des améliorations de la conservation du courant avec la Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne sont souhaitables.

Si ces courbes sont intéressantes et traduisent le fonctionnement souhaité du modèle, elles ne constituent pas, à proprement parler, les résultats que nous attendons dans la mesure où les dimensions géométriques sont très inférieures à celles des systèmes que nous étudions. De fait il ne peut y avoir de confrontation directe avec l'expérience.

Dans le prochain chapitre, nous présenterons les résultats que nous avons obtenus pour des dimensions cohérentes avec la problématique des MCB, dans des configurations industrielles mais aussi dans notre maquette. Les simulations seront alors validés par l'expérience et la pratique sera confortée par l'étude théorique.

Chapitre 4 : Résultats

Dans ce chapitre, nous allons utiliser conjointement l'expérience et le modèle que nous avons présentés aux chapitres précédents. Nous essaierons autant que possible de comparer les simulations aux observations expérimentales. Les travaux se sont portés sur la maquette mise en place pour notre étude ainsi que sur des géométries industrielles.

I Géométrie simplifiée

Nous allons d'abord montrer les résultats obtenus dans la maquette que nous avons présentée dans la partie **II du chapitre 2** et dans le maillage associé **MH** décrit à la section **II.D du chapitre 3**.

I.A) Rappel de la configuration

Nous pouvons voir cette maquette sur la **Figure 4.1** avec le contact mobile et le rail inférieur en jaune. Les deux blocs de couleur rouge sont les parois amont et aval de la chambre qui peuvent coulisser sur les rails pour ajuster le volume de la chambre. Ils sont percés chacun de deux passages appelés exhausts qui permettent au gaz de s'échapper de la chambre. Huit ouvertures (dont seules six sont visibles sur la **Figure 4.1**) sont pratiquées dans le fond de la chambre pour permettre la mesure locale de la pression. La pièce en gris permet de tenir le contact mobile, d'amener le courant et surtout de transmettre la rotation du système d'ouverture vers le contact. Les mesures que nous allons présenter ont été effectuées pour une vitesse d'ouverture moyenne de 3,5m/s.

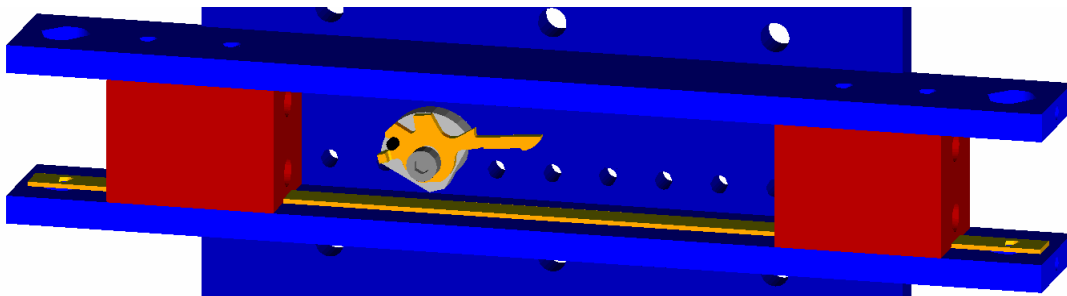


Figure 4.1 : Visualisation de la maquette.

Pour reproduire le courant de défaut, nous avons réalisé une alimentation impulsionnelle basée sur la mise en série d'un banc de condensateurs et d'une inductance. Plusieurs combinaisons sont possibles et nous y ferons référence dans ce chapitre sous la dénomination de:

- Banc L1C1, pour les faibles courants qui, en l'absence de limitation permet d'atteindre un courant prospectif de 791A pour une charge à 600V des capacités mais qui se limite environ à 631A en présence d'un arc;
- Banc L2C2 d'un courant prospectif de 2064A avec un courant effectif d'environ 1608A;
- Banc L3C3 d'un courant prospectif de 4393A avec un courant effectif d'environ 2852A.

I.A.1) Conditions pour la simulation

La configuration utilisée dans le modèle est présentée sur la **Figure 4.2** avec les conditions limites et le canal conducteur nommé *init*, en rouge. Par rapport à l'expérience, le mouvement d'ouverture est une translation verticale et seule une partie du contact mobile est représentée. Egalement, les exhausts sont rectangulaires et non plus circulaires mais leur section reste identique. Les **Tableaux 4.1 et 4.2** récapitulent les conditions limites pour les différentes grandeurs calculées par le modèle. "N.C." signifie que la grandeur n'est pas résolue pour la conduction limite. "Convection" concerne les exhausts et indique qu'il peut y avoir perte ou gain d'enthalpie en résolvant l'équation de conservation avec un milieu extérieur au domaine de calcul à la température de 300K. "Conduction" indique que l'équation de conservation entre le milieu plasma et le métal d'électrode est résolue comme une équation de diffusion pure afin d'assurer la continuité comme décrit dans le **Chapitre 3 partie I.C.1**).

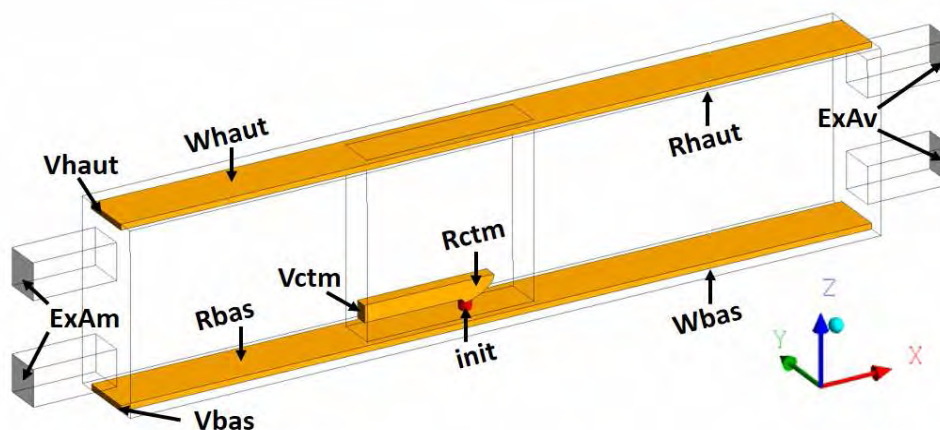


Figure 4.2 : Géométrie *MH* avec ses principales conditions limites.

Condition limite	Moments	Enthalpie	Pot. Scalaire	Pot. Vecteur
Rctm (fluide) (solide)	$v = 0\text{m/s}$ N.C.	conduction	conduction	Biot & Savart N.C.
Rhaut (fluide) (solide)	$v = 0\text{m/s}$ N.C.	conduction	conduction	Biot & Savart N.C.
Rbas (fluide) (solide)	$v = 0\text{m/s}$ N.C.	conduction	conduction	Biot & Savart N.C.
Vctm (fluide) (solide)	$v = 0\text{m/s}$ N.C.	conduction	$dV = 0$ $0V$	Biot & Savart N.C.
Vhaut	N.C.	$dh = 0$	$0V$	N.C.
Vbas	N.C.	$dh = 0$	$j = I / S$	N.C.
Whaut/Wbas	N.C.	$dh = 0$	$dV = 0$	N.C.
ExAm/ExAv	$P = Patm.$	convection	$dV = 0$	Biot & Savart
Parois	$v = 0\text{m/s}$	300K	$dV = 0$	Biot & Savart

Tableau 4.1 : Conditions limites pour la géométrie *RR* dans le cadre de la *MRGC*.

Condition limite	Moments	Enthalpie	Pot. Scalaire	Pot. Vecteur
Rctm coté fluide	$v = 0\text{m/s}$	dh = 0 dans une sphere; 1000K en dehors	0V	Biot & Savart
Rctm coté solide	N.C.	1000 K	copie	N.C.
Rhaut coté fluide	$v = 0\text{m/s}$	dh = 0 dans une sphere; 1000K en dehors	0V	Biot & Savart
Rhaut coté solide	N.C.	1000 K	copie	N.C.
Rbas coté fluide	$v = 0\text{m/s}$	3500K sur le profil de j; 1000K en dehors	profil de j	Biot & Savart
Rbas coté solide	N.C.	1000K	copie	N.C.
Vctm coté fluide	$v = 0\text{m/s}$	1000K	dV = 0	Biot & Savart
Vctm coté solide	N.C.	1000K	0V	N.C.
Vhaut	N.C.	dh = 0	0V	N.C.
Vbas	N.C.	dh = 0	0V	N.C.
Whaut/Wbas	N.C.	1000K	dV = 0	N.C.
ExAm/ExAv	P = Patm.	convection	dV = 0	Biot & Savart
Paroi	$v = 0\text{m/s}$	300K	dV = 0	Biot & Savart

Tableau 4.2 : Conditions limites pour la géométrie RR dans le cadre de la MCEM.

Nous voulons comparer le comportement de l'arc en pratique et dans notre modèle. Toutefois les conditions ne sont pas identiques dans la mesure où les simulations ont été effectuées pour une vitesse d'ouverture des contacts de 10m/s tandis que pour l'expérience elle est aux alentours de 3,5m/s. La vitesse d'ouverture a été augmentée pour la simulation afin d'avoir une commutation plus rapide et de réduire le temps de calcul.

La consigne en courant pour la simulation a été extraite de l'expérience en moyennant plusieurs courants de décharge dans la maquette à moyenne puissance (charge du banc L2C2 à 600V, voir **Chapitre 2 partie I**). La forme d'onde utilisée est donnée sur la **Figure 4.3**, elle dure 5ms avec un maximum à 1608A. Pour l'expérience comme pour la simulation, l'arc est amorcé après 1 milliseconde.

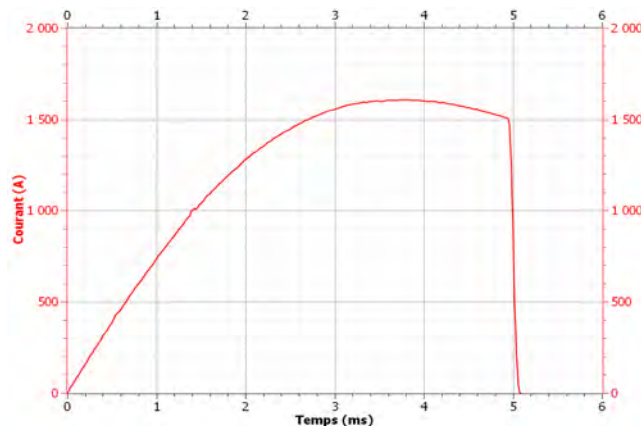


Figure 4.3 : Onde de courant utilisée pour la modélisation.

Nous allons maintenant présenter le comportement de l'arc dans cette configuration simplifiée, tant du point de vue expérimental que théorique, en étudiant différents paramètres comme le niveau de courant, la surface disponible pour l'échappement des gaz et le volume en amont du contact mobile. On notera que malgré l'effort pour mettre en place un système permettant l'ouverture de contact à vitesse contrôlée, il n'y a pas dans ce manuscrit d'étude sur l'influence de la vitesse d'ouverture. Par faute de temps, ces essais n'ont pas été menés mais font l'objet de perspectives à court terme.

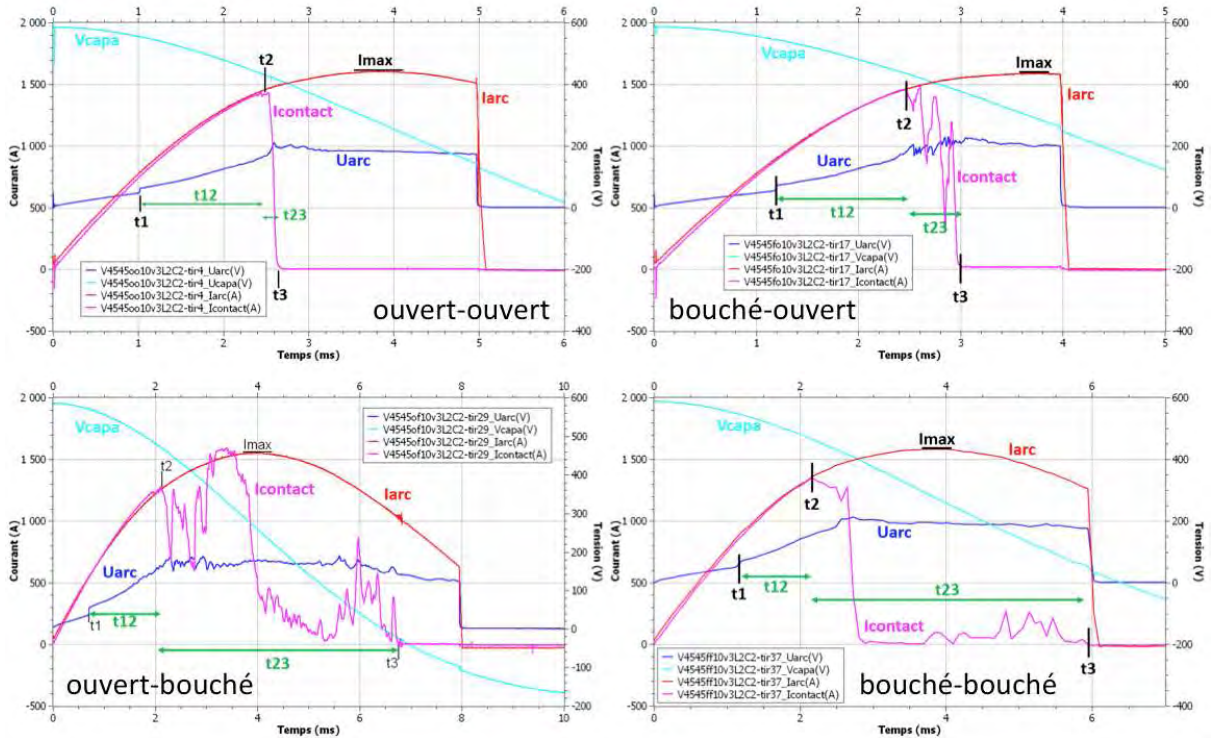
I.B) Influence des échappements de gaz

Les MCB industriels ne sont pas hermétiques : la chambre de coupure communique avec le milieu extérieur dans l'intérêt du processus de coupure mais également parce qu'il est difficile d'assembler un produit hermétiquement scellé. Les différents échappements de gaz doivent être maîtrisés pour réaliser des disjoncteurs commercialisables : ils doivent permettre le bon déplacement de l'arc vers la chambre de coupure sans pour autant qu'il n'y ai trop de matière à haute température éjectée à l'extérieur (danger pour l'opérateur et les installations au voisinage).

Comme nous l'avons vu sur les **Figures 4.1 & 4.2**, notre maquette présente quatre exhausts d'une section de 19,6mm² chacun : deux en amont du déplacement de l'arc (à gauche dans les travaux présentés ici), et deux en aval (à droite). Nous avons cherché à mettre en évidence l'impact de ces échappements de gaz sur le comportement de la décharge en les bouchant.

I.B.1) Etude expérimentale de la commutation

Observons l'impact de cette modification des échappements de gaz sur les temps caractéristiques de la coupure. Nous rappelons les temps caractéristiques considérés dans le cadre de notre maquette : t1 le temps d'amorçage de l'arc, t2 le début de la commutation et t3 la fin de la commutations. Ces instants sont repérés sur les **Figures 4.4 à 4.7** et nous en profitons pour présenter des courbes typiques selon les quatre configurations d'exhausts pour le même niveau de courant.



Figures 4.4 à 4.7 : Caractéristiques courant-tension pour des tirs avec L2C2 chargé à 600V
 -en haut à gauche: tous échappements de gaz ouverts; -en haut à droite: amont bouché;
 -en bas à gauche: aval bouché; -en bas à droite: tous échappements de gaz bouchés.

Pour étudier la commutation nous utilisons deux bobines de Rugowski: l'une mesure le courant $I_{contact}$ dans le contact mobile et l'autre le courant total I_{arc} . Initialement, tout le courant passe dans le contact et les deux mesures sont identiques. Quand la commutation commence, une partie du courant passe par le rail supérieur et $I_{contact}$ devient inférieur à I_{arc} . Quand il n'y a plus de courant dans le contact, on considère que la commutation est terminée.

Pour des échappements de gaz tout ouverts (**Figure 4.4**) on note une commutation franche et sans reclaquage. En bouchant l'amont (**Figure 4.5**), en revanche, elle dure plus longtemps, avec des rallumages sur le contact alors que le courant commence à s'établir sur le rail haut. Ce comportement peut s'expliquer par la présence de gaz chaud qui ne peut plus s'évacuer en amont et qui entraîne des restrikes quand l'arc s'allonge. Pour la configuration où l'aval est bouché et l'amont ouvert (**Figure 4.6**), la commutation est très longue avec de nombreux restrikes et un courant résiduel important sur le contact mobile. Dans ce cas, le gaz chaud s'accumule dans la partie aval, permettant l'établissement de l'arc dans un large volume comprenant le contact mobile. De plus, la surpression due au chauffage du gaz ne peut s'évacuer qu'en amont d'où un flux de gaz dirigé vers la gauche qui empêche le déplacement de l'arc. Sans échappement de gaz (**Figure 4.7**), on retrouve une commutation assez franche, cependant, les gaz chauds qui ne peuvent être évacués entraînent une conduction résiduelle. Nous avons vu les tendances sur des tirs uniques, étudions maintenant le phénomène de manière statistique.

Le **Tableau 4.3** présente selon le bouchage des exhausts et le niveau de courant le temps t_{12} nécessaire à partir de l'amorçage par ouverture du contact pour que l'arc se galbe et commence à commuter sur le rail supérieur. Les temps indiqués dans les **Tableaux 4.3 et 4.4** ont été donnés par notre logiciel présenté au **Chapitre 2 partie V.A)** à partir d'échantillons de 2 à 8 essais par cas.

En général, un courant plus élevé amène une commutation plus rapide sauf dans le cas où il n'y a pas d'échappement en aval de la chambre. Notamment dans le cas où l'aval est bouché et l'amont ouvert, le flux de gaz est dirigé vers l'arrière ce qui retarde l'établissement d'un pied d'arc sur le rail haut.

Exhausts Amont	Ouverts		Bouchés	
Exhausts Aval	Ouverts	Bouchés	Ouverts	Bouchés
Niveau de charge	Délai avant commutation t_{12} à ± 1 écart type (en ms)			
L3C3 600V	1,250 \pm 0,086	2,455 \pm 0,247	1,407 \pm 0,350	1,250 \pm 0,269
L2C2 600V	1,505 \pm 0,007	1,243 \pm 0,191	1,370 \pm 0,061	1,123 \pm 0,038
L1C1 600V	1,735 \pm 0,064	1,956 \pm 0,626	1,798 \pm 0,235	1,610 \pm 0,028

Tableau 4.3 : Délai t_{12} entre l'amorçage de l'arc et le début de la commutation.

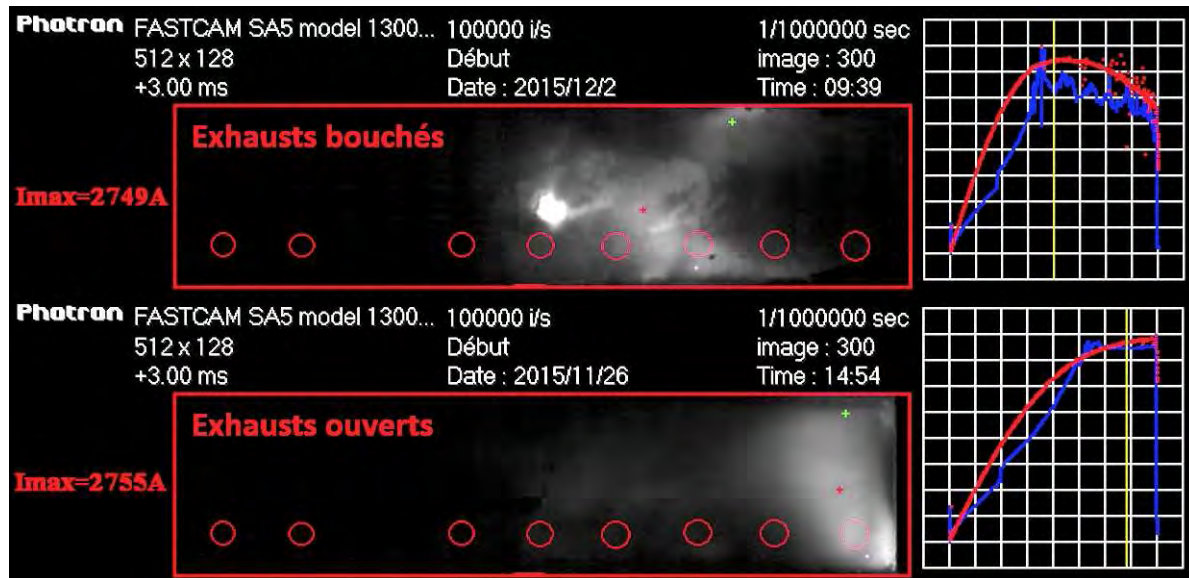
Nous présentons dans le **Tableau 4.4** la durée de commutation t_{23} , c'est à dire le temps nécessaire au transfert du courant du contact mobile vers le rail supérieur. En cas de restrike, la commutation n'est pas considérée comme terminée et le temps t_{23} est augmenté (voir **Figure 4.7**).

Exhausts Amont	Ouverts		Bouchés	
Exhausts Aval	Ouverts	Bouchés	Ouverts	Bouchés
Niveau de charge	Durée de commutation t_{23} à ± 1 écart type (en ms)			
L3C3 600V	0,778 \pm 0,347	6,930 \pm 0,269	1,837 \pm 0,131	3,525 \pm 0,205
L2C2 600V	1,270 \pm 1,584	5,098 \pm 0,820	0,790 \pm 0,632	3,180 \pm 0,270
L1C1 600V	1,805 \pm 1,817	5,486 \pm 2,227	0,208 \pm 0,160	0,270 \pm 0,099

Tableau 4.4 : Durée t_{23} de transfert du courant du contact mobile vers le rail haut.

L'absence d'échappement de gaz en aval est néfaste pour la commutation. Cela est probablement dû à une accumulation de gaz chaud qui permet à l'arc d'occuper un large volume compris entre le fond de la chambre et le contact mobile. De fait, il y a alors toujours une émission de courant au niveau du contact (voir **Figure 4.8**) dans la plupart des cas. Toutefois la configuration sans échappements en amont et aval, avec la plus faible intensité ne reproduit pas ce comportement. Nous l'expliquons par le fait que l'énergie apportée est suffisamment faible pour restreindre le volume de l'arc.

Pour illustrer, ce comportement nous affichons deux prises de vue en imagerie rapide avec la même exposition sur les **Figures 4.8 et 4.9** avec et sans échappements de gaz à $t=3\text{ms}$ pour L3C3 chargé à 600V soit un courant maximal d'environ 2750A. Si pour des exhausts complètement ouverts l'arc s'est déplacé vers le fond de la chambre et semble présenter un volume réduit, pour les exhausts bouchés, un spot émissif demeure sur le contact mobile et le gaz chaud est réparti dans un plus grand volume.



Figures 4.8 et 4.9 : Comparaison des images de la caméra rapide, les cercles rouge indiquent la position des capteurs de pression -en haut tout les exhausts sont bouchés; -en bas tout les exhausts sont ouverts.

On aurait pu s'attendre à ce que boucher l'amont et ouvrir en aval soit très favorable à la commutation et c'est le cas à faible courant. Cependant, pour les fort courants (maximum de 2852A), on note une durée de commutation plus longue. En effet, le gaz chaud ne pouvant s'évacuer en amont, le milieu autour du contact mobile reste conducteur et amène un courant résiduel et de nombreux reclaquages.

Par conséquent, il est important pour les fortes puissances de permettre un échappement de gaz en aval mais aussi en amont du déplacement de l'arc. Le cas où tout les exhausts sont ouverts présente une durée de commutation réduite avec l'augmentation de l'intensité et le comportement le plus favorable à fort courant.

I.B.2) Comparaison de la commutation expérimentale et théorique

Nous allons à présent comparer la commutation dans le modèle et l'expérience en nous basant sur les courants dans le contact mobile et le rail supérieur. Les **Figures 4.10 et 4.11** montrent l'échange de courant entre les différents chemins pour un courant maximal de 1608A. On note que la commutation a lieu plus tôt dans le modèle. La vitesse d'ouverture différente entre expérience et modèle peut être une cause de ces disparités mais il se peut également que les méthodes de description des pieds d'arc permettent un accrochage trop aisé de l'arc sur le rail supérieur. Une étude faisant varier la vitesse d'ouverture dans l'expérience et le modèle est nécessaire pour approfondir cette question. Néanmoins, on observe dans le modèle des commutations qui peuvent être franches ou hésitantes comme dans la pratique.

Avec la MCEM, comme nous l'avons expliqué dans le paragraphe **III.B.3) du Chapitre 3**, la conservation du courant entre le milieu plasma et les électrodes est imprécise ce qui explique les irrégularités des courbes de courant en rouge sur les **Figures 4.10 et 4.11**. On parvient néanmoins à observer la commutation.

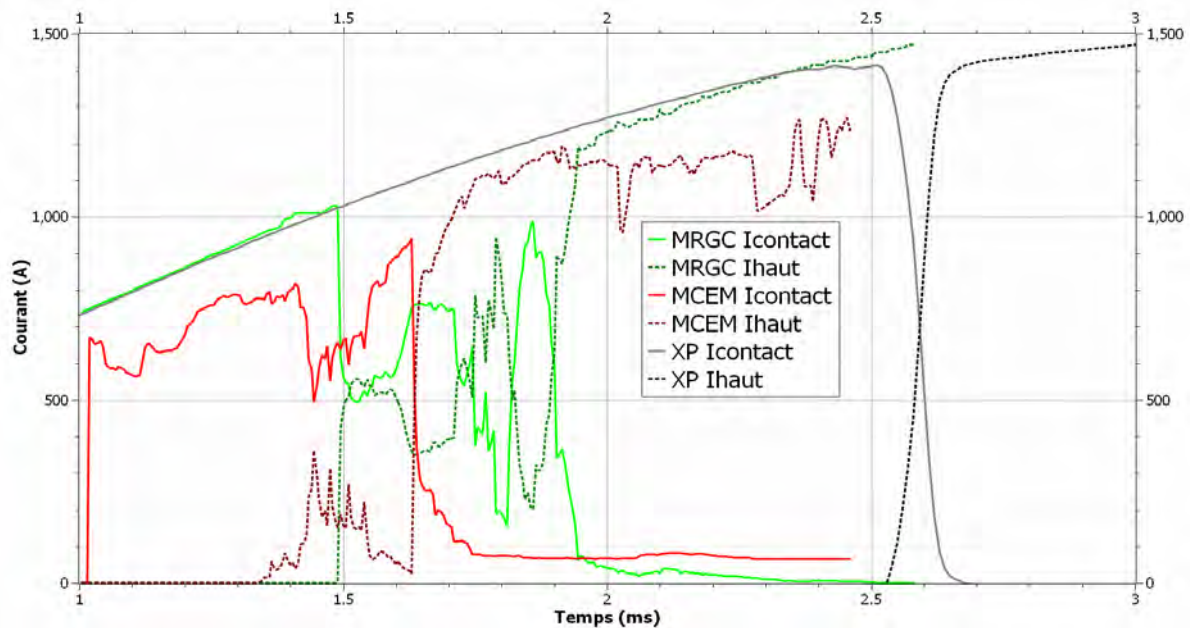


Figure 4.10 : Comparaison des courants dans le rail supérieur et dans le contact mobile où MRGC est la modélisation avec la Méthode de Résolution Globale du Courant, MCEM le calcul par Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne et XP le résultat expérimental.

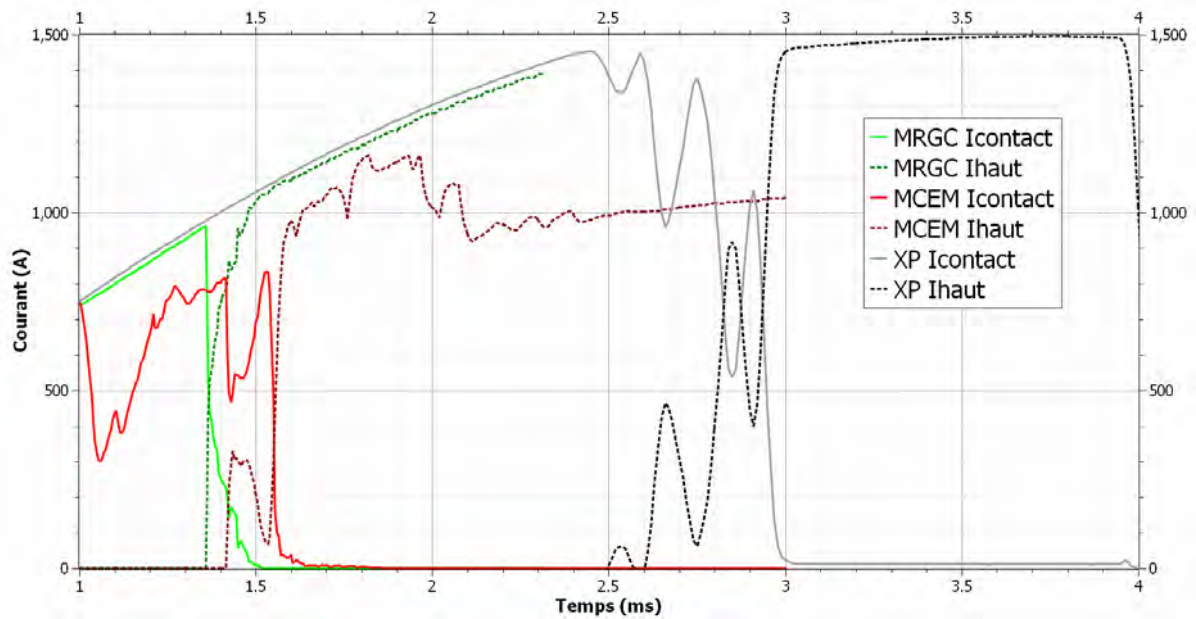


Figure 4.11 : Comparaison des courants dans le rail supérieur et dans le contact mobile permettant d'analyser la commutation pour l'expérience et la modélisation avec les deux méthodes de déplacement des pieds d'arc avec les exhausts amont bouchés et aval ouverts.

Le **Tableau 4.5** fait le bilan des temps de commutation pour les différentes méthodes. On retrouve dans le modèle et l'expérience une durée entre le début et la fin de la commutation nettement réduite lorsque l'on bouche l'échappement de gaz amont. Pour le délai avant la commutation, l'influence du bouchage de l'exhaust est plus modérée que ce soit en théorie ou en pratique. Les deux méthodes de description des pieds donnent des temps de commutation similaires qui sont cependant loin des résultats expérimentaux. La MCEM nous offre un grand nombre de paramètres sur lesquels nous pouvons jouer afin de nous approcher des observations dans la maquette. Toutefois, ajuster ces paramètres peut s'avérer très long du fait du temps de simulation requis.

	Amont-Aval	MRGC	MCEM	Expérience
t12 : Délai avant commutation (ms)	Ouvert-Ouvert	0,487	0,355	1,505 ± 0,007
	Bouché-Ouvert	0,357	0,414	1,370 ± 0,061
t23 : Durée de la commutation (ms)	Ouvert-Ouvert	0,454	0,367	1,270 ± 1,584
	Bouché-Ouvert	0,155	0,184	0,790 ± 0,632

Tableau 4.5 : Comparaison des temps de commutation entre l'expérience et la modélisation selon les deux méthodes de déplacement des pieds d'arc.

Au regard de nos résultats de simulations et expérimentaux nous pouvons conclure sur un impact significatif des échappements de gaz sur le déroulement de la coupure.

I.B.3) Etude du déplacement par imagerie rapide

L'imagerie rapide est un outil simple et pratique pour observer le déplacement de l'arc. Au **Chapitre 2 partie V.B)**, nous avons présenté une méthode permettant d'attribuer à l'arc une position en fonction du barycentre de la luminosité. Nous l'utilisons ici pour obtenir les images de la **Figure 4.12** montrant le déroulement de la coupure et l'évolution de la position de l'arc pour les différents bancs LC sur les **Figures 4.5 à 4.7**. On peut observer sur la **Figure 4.12** l'amorçage de l'arc à $t=1,5\text{ms}$ et son extension dans la chambre jusqu'à $2,44\text{ms}$ où l'on aperçoit une émission sur le rail supérieur traduisant l'amorçage d'un pied d'arc. A partir de ce moment, l'arc arrive très vite au fond de la chambre par un déplacement discontinu. En effet, du gaz chaud a été répandu dans la chambre permettant l'amorçage de nouveaux arcs en aval du déplacement de l'arc.

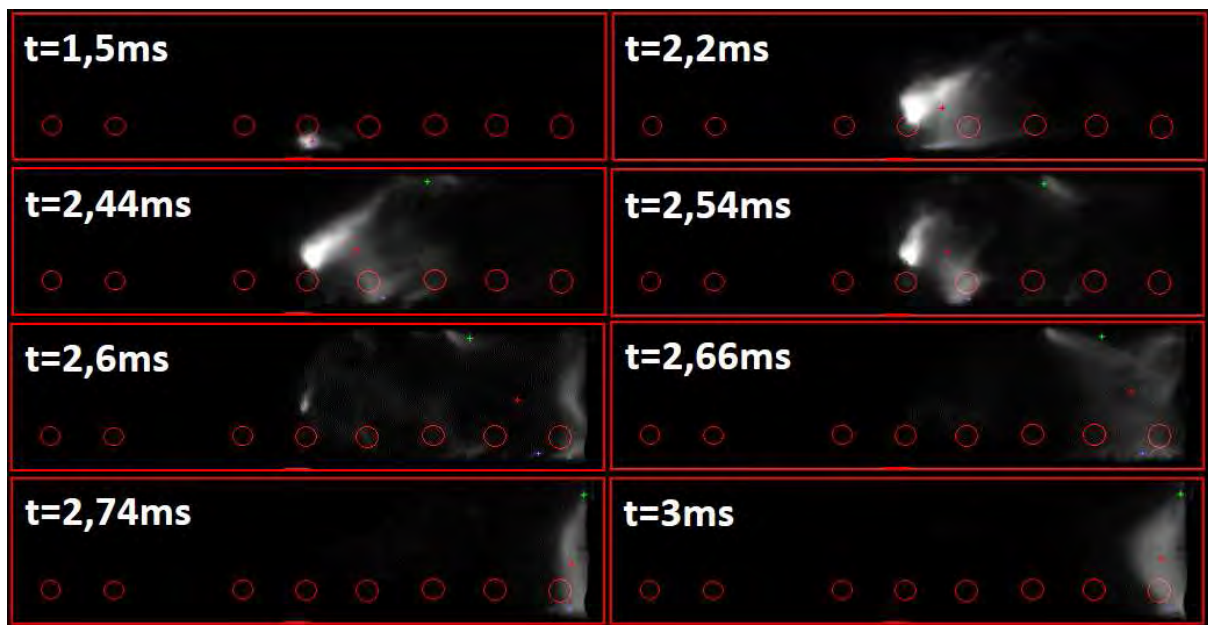


Figure 4.12 : Images de la caméra rapide traitées par le logiciel de détection de l'arc pour un courant maximal de 1590A.

Nous avons tracé sur les **Figure 4.13 à 4.15** le mouvement de l'arc en fonction du temps pour 3 niveaux de courant et avec les quatre configurations d'échappement de gaz de notre étude: -1) tout les exhausts ouverts; -2) les deux exhausts amont bouchés et les deux aval ouverts; -3) ouvert en amont et bouché en aval; -4) pour tout les exhausts bouchés. Nous remarquons en général un déplacement en deux temps : un mouvement ralenti au début de la décharge (de 1 à 3ms sur la **Figure 4.13**) correspondant au galbe de l'arc lors de l'ouverture du contact puis ensuite un déplacement très rapide lorsque un pied d'arc s'établi sur le rail haut.

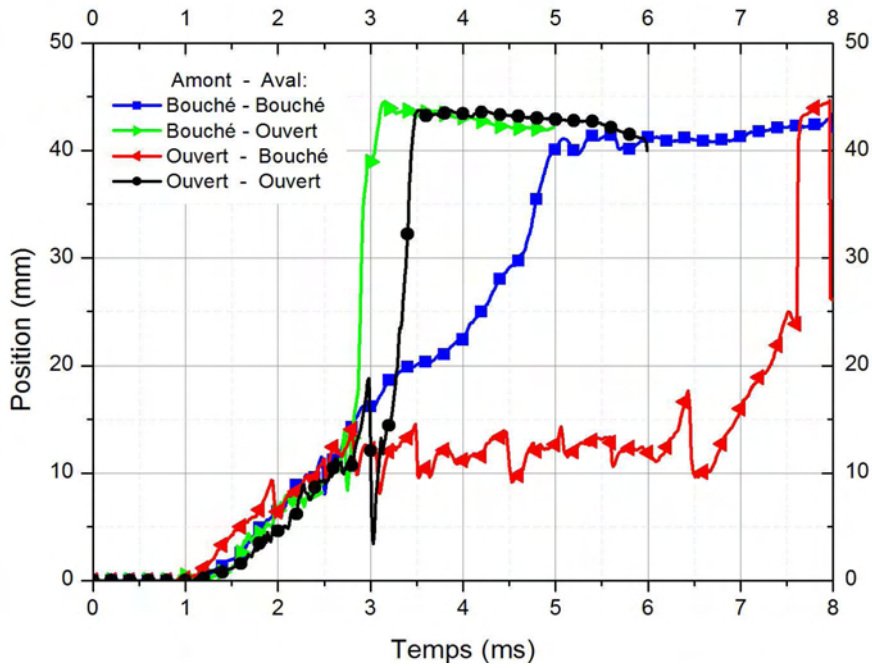


Figure 4.13 : Déplacement de l'arc pour un courant maximal de 631A environ.

Nous observons sur la **Figure 4.13** qu'à faible courant, les configurations d'exhausts ouvert-ouvert et bouché-ouvert permettent un déplacement rapide après commutation. Lorsque l'aval est bouché les tendances sont nettement différentes. Nous avons ainsi un déplacement ralenti de l'arc si l'amont est fermé, voir pas de déplacement du tout si l'amont est ouvert. Dans ce dernier cas, le flux de gaz est dirigé vers l'arrière pour s'échapper de l'enceinte et doit freiner le déplacement de l'arc.

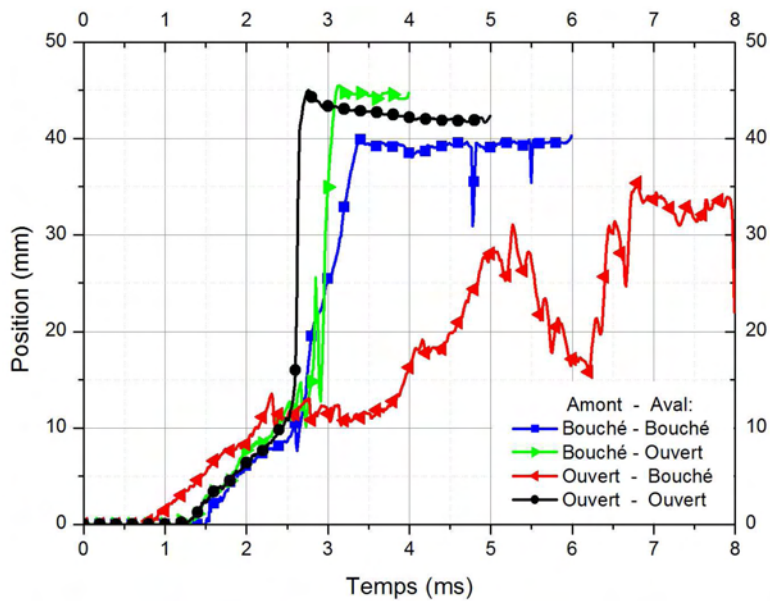


Figure 4.14 : Déplacement de l'arc pour un courant maximal de 1608A environ.

Avec un courant modéré (**Figure 4.14**), nous obtenons toujours un déplacement ralenti de l'arc dans la configuration sans échappement de gaz. Cependant la vitesse mesurée est plus importante que précédemment probablement dû à une force de Laplace plus élevée. Les autres courbes suivent le même comportement qu'à faible courant.

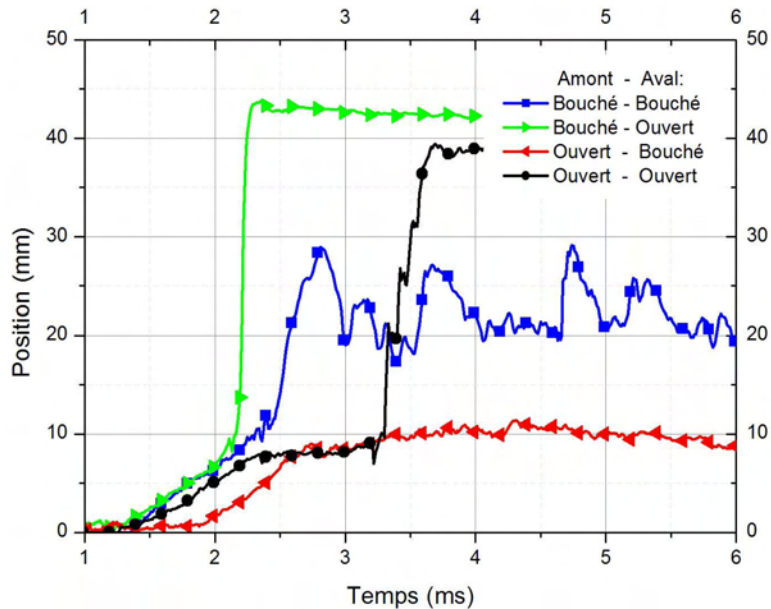


Figure 4.15 : Déplacement de l'arc pour un courant maximal de 2852A environ.

Pour le niveau de courant le plus élevé (**Figure 4.15**) nous n'avons toujours pas de déplacement de l'arc dans la configuration où l'aval est bouché et l'amont ouvert. La configuration d'exhausts bouché-ouvert permet un déplacement rapide de l'arc de même que pour les échappements ouverts aux deux extrémités avec cependant un délai avant le mouvement traduisant une difficulté de l'arc à commuter sur le rail supérieur. Pour le cas où tous les exhausts sont fermés, le mouvement s'arrête à mi-parcours car pour ce niveau de puissance l'arc occupe un large volume et le courant est émis par de nombreux points sur le rail et le contact mobile.

I.B.4) Comparaison des déplacements expérimentaux et théoriques

Pour étudier le déplacement dans la simulation nous pourrions observer la température de l'arc ou la densité de courant mais pour plus de cohérence avec l'expérience nous avons voulu utiliser le même outil. Afin de retrouver des images similaires, nous affichons en nuance de gris le coefficient d'émission nette calculé dans notre simulation ce qui dans l'hypothèse d'un plasma optiquement mince correspond à l'émissivité que pourrait récupérer la caméra rapide. Nous obtenons alors à partir du modèle des images telles que présentées sur la **Figure 4.16** qui sont tout à fait compatible avec l'algorithme de détection de l'arc présenté au **Chapitre 2 partie V.B**).

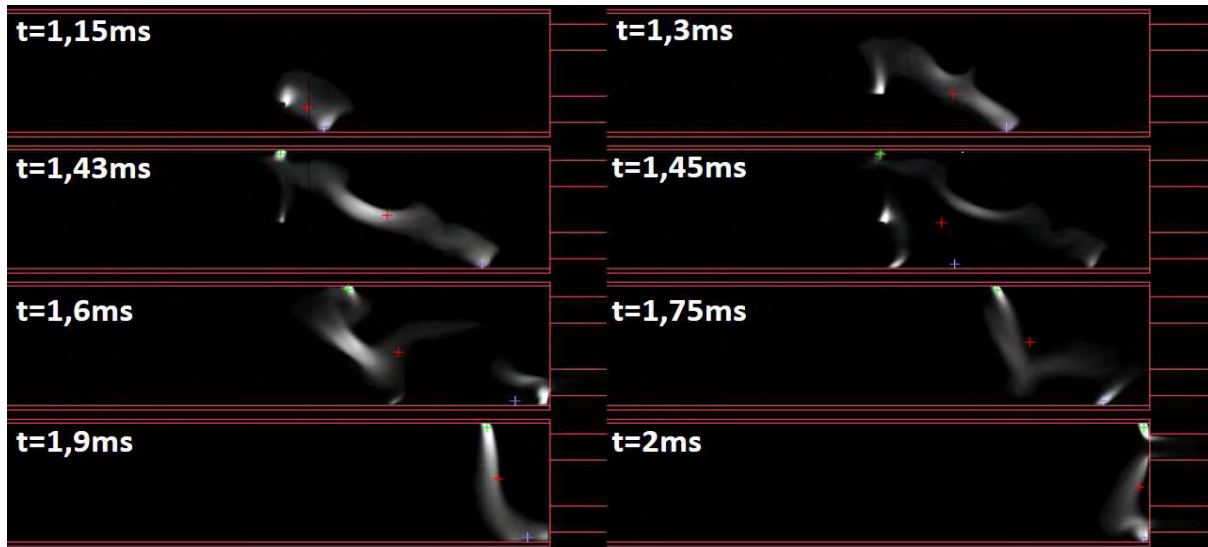


Figure 4.16 : Images du coefficient d'émission nette issues du modèle MCEM pour un courant maximal de 1608A et traitées par l'outil de détection de l'arc.

Après utilisation du logiciel de traitement d'image, nous pouvons afficher sur la **Figure 4.17** la position globale de l'arc en fonction du temps selon la configuration d'échappement de gaz. Le déplacement de l'arc est donné sur la **Figure 4.17** pour les deux méthodes de déplacement des pieds d'arc, la Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC) et la Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM), ainsi que pour l'expérience (XP). Cependant, la comparaison directe entre expérience et modèle n'est pas possible car la vitesse d'ouverture n'est pas la même. Dans l'expérience, elle est suffisamment lente pour que la chambre soit chauffée par l'arc et que lorsque l'arc commute sur le rail supérieur, les conditions soient réunies pour un déplacement rapide. Dans la simulation, l'ouverture est trop rapide pour que l'arc ait le temps de réchauffer la chambre, il y a donc un déplacement plus lent des pieds d'arc après commutation.

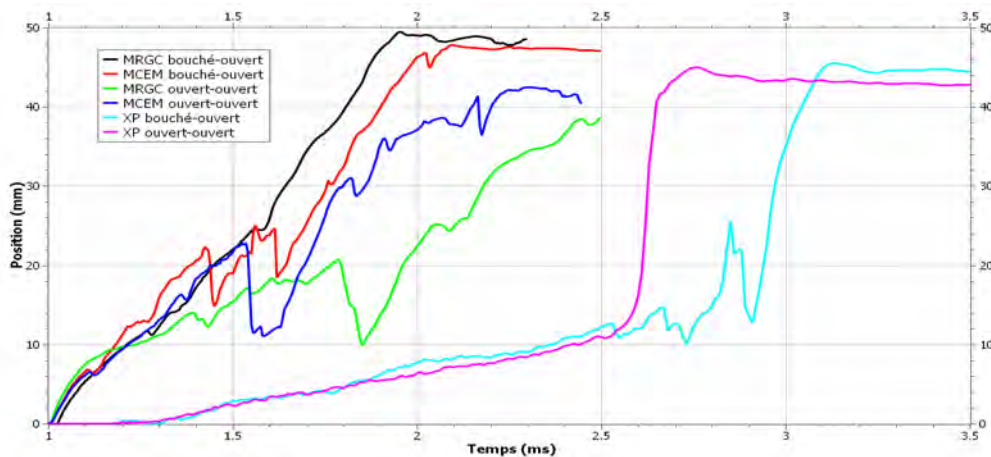


Figure 4.17 : Déplacement de l'arc donné par la méthode des barycentres appliquée au modèle et à l'expérience pour deux configurations d'échappements de gaz.

I.B.5) Mesures de pression

Une mesure de pression en plusieurs emplacements de la chambre de coupure a également été mise en place comme il est décrit à la **partie IV.B) du Chapitre 2**. Nous espérons obtenir entre ces différents points des gradients de pression pouvant expliquer le mouvement de l'arc. Malheureusement, la pression mesurée est semblable pour les différents capteurs comme nous pouvons le constater sur la **Figure 4.18** qui présente la pression mesurée dans la maquette avec tous les échappements de gaz ouverts et un courant maximal de 2760A. Nous étudierons donc plutôt la pression maximale dans la chambre qui apparait environ 1ms après l'amorçage de l'arc, avant que celui-ci ne commute et ne se déplace vers le fond de la chambre.

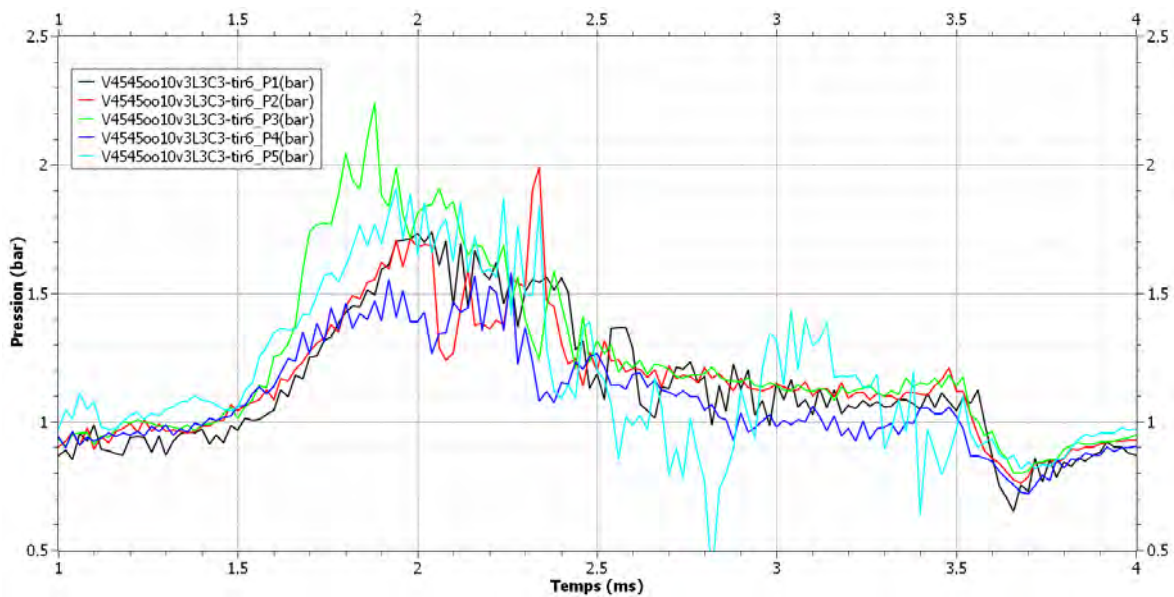


Figure 4.18 : Mesure de pression pour un courant maximal de 2760A avec exhausts ouverts.

Nous pouvons nous attendre en limitant les échappements de gaz à obtenir une pression augmentée. Sur le **Tableau 4.6**, nous présentons les résultats expérimentaux pour différentes configurations et trois niveaux de courant (environ 631A maximum pour L1C1 chargé à 600V; 1608A pour L2C2 et 2825A pour L3C3). La grandeur utilisée est la pression moyenne maximale par rapport au vide absolu. Comme la mesure de pression est semblable pour nos cinq capteurs nous avons calculé une pression moyenne entre eux après un lissage et nous relevons ensuite la valeur maximale de la caractéristique obtenue.

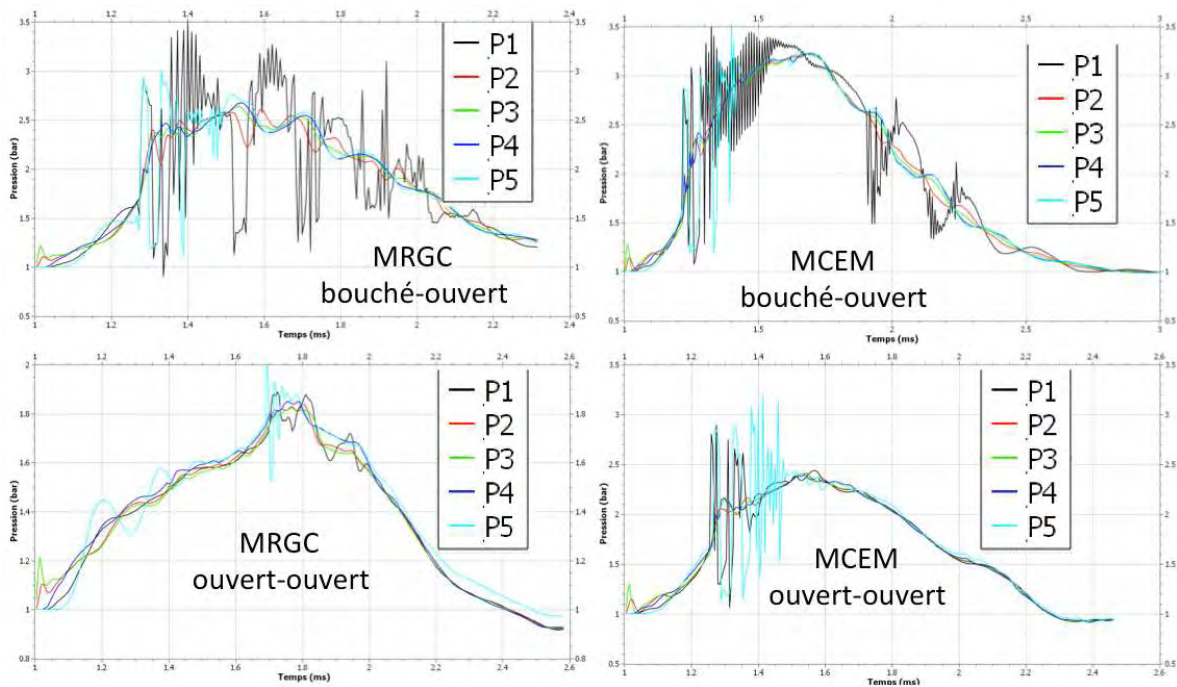
Le **Tableau 4.6** met en avant une forte influence des échappements de gaz sur la pression dans la chambre. Quand celle-ci est totalement fermée, la pression est plus que doublée. Pour des exhausts bouché en amont ou en aval seulement, la différence est plus sensible pour les forts niveaux de courants car la montée en pression est plus brusque et le gaz a moins le temps de s'évacuer.

Exhausts Amont	Ouverts		Bouchés	
Exhausts Aval	Ouverts	Bouchés	Ouverts	Bouchés
Niveau de charge	Pression absolue moyenne maximale (en bar)			
L3C3 600V	1,60	2,51	2,78	4,42
L2C2 600V	1,46	1,99	1,81	3,82
L1C1 600V	1,17	1,39	1,18	2,43

Tableau 4.6 : Pression moyenne maximale dans la maquette

I.B.6) Comparaison des pressions expérimentales et théoriques

En plaçant nos capteurs de pression en plusieurs points de la maquette nous nous attendions à obtenir des relevés différents, faisant éventuellement apparaître un déphasage entre les pressions. Cependant, les signaux se sont avérés semblables quel que soit le point de mesure comme nous l'avons vu sur la **Figures 4.18**. En affichant les pressions calculées par le modèle pour les mêmes positions dans la chambre nous avons retrouvé cette tendance comme on peut le voir sur les **Figures 4.19 à 4.22**. Ainsi, cette uniformité de la pression mesurée n'est pas due à un problème avec les capteurs mais représente effectivement une répartition homogène de la pression dans la chambre.



Figures 4.19 à 4.22 : pressions données par le modèle en fonction de la configuration des échappements de gaz et de la méthode de déplacement des pieds d'arc employée

Une réduction de la largeur de la chambre en dessous de 10mm pourrait entraîner l'obstruction de la chambre par le plasma d'arc et faire alors apparaître des

disparités entre les pressions mesurées aux différents points comme nous pouvons le voir dans les travaux de Lindmayer & al. [Lin98]. Le modèle pourrait ici nous aider à déterminer pour quelle largeur de chambre le bouchage apparaît afin de dimensionner une nouvelle maquette en connaissance de cause.

La Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM) donne des pressions plus importantes que la Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC) car il y a moins de perte d'énergie à l'électrode dans le premiers cas. En effet, quand la MRGC définit des rails à 300K qui refroidissent le plasma, la MCEM utilise des températures de 1000K, 3500K, voir des flux nul de chaleur pour ces conditions limites qui empêchent l'évacuation de l'énergie. Cette accumulation de chaleur avec la MCEM expliquerait les pressions supérieures que nous pouvons observer.

Sur les **Figures 4.23 et 4.24** nous avons comparé les pressions moyennes simulées avec celle obtenue par l'expérience. La modélisation donne des pressions très supérieures qui se forment plus tôt que dans l'expérience. Plusieurs différences entre la pratique et notre simulation peuvent expliquer ces écarts. Tout d'abord, la commutation plus précoce dans le modèle et nous avons vu expérimentalement que la pression cessait de monter après la commutation. De plus, dans notre expérience, nous ne pouvons garantir le caractère hermétique de la chambre. La montée en pression est telle que les pièces se déforment et que du gaz parvient à s'échapper par les interstices de notre maquette, réduisant ainsi la pression. Egalement, la pression est mesurée dans des renforcements et à travers une grille qui permet de limiter le flux de gaz pour filtrer la composante dynamique de la pression. Par conséquent, il y a un filtrage de type passe-bas qui peut expliquer le caractère plus aplati et le décalage de la pression simulée par rapport à la pression calculée.

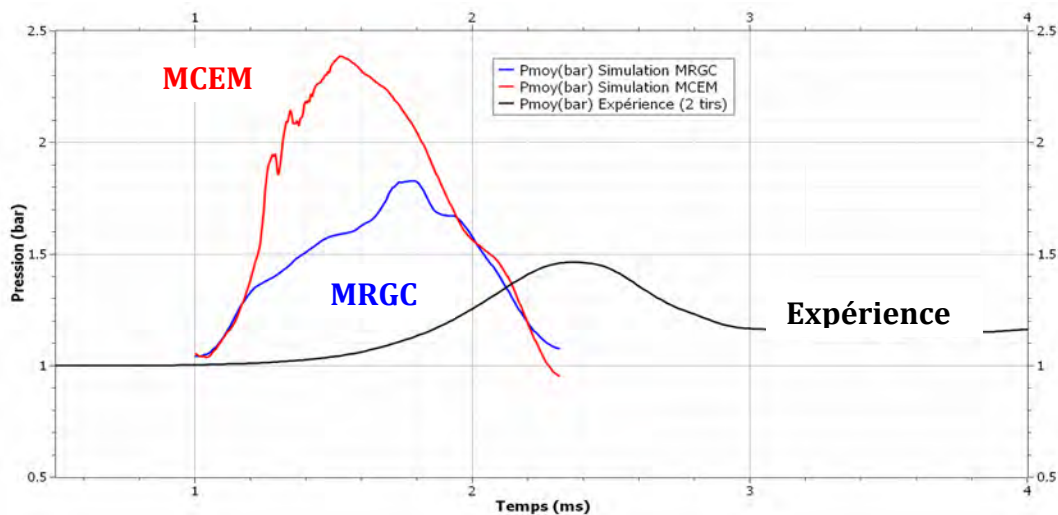


Figure 4.23 : Comparaison des pressions moyennes pour l'expérience et la modélisation avec les deux méthodes de déplacement pour des exhausts ouverts et un courant de 1608Å.

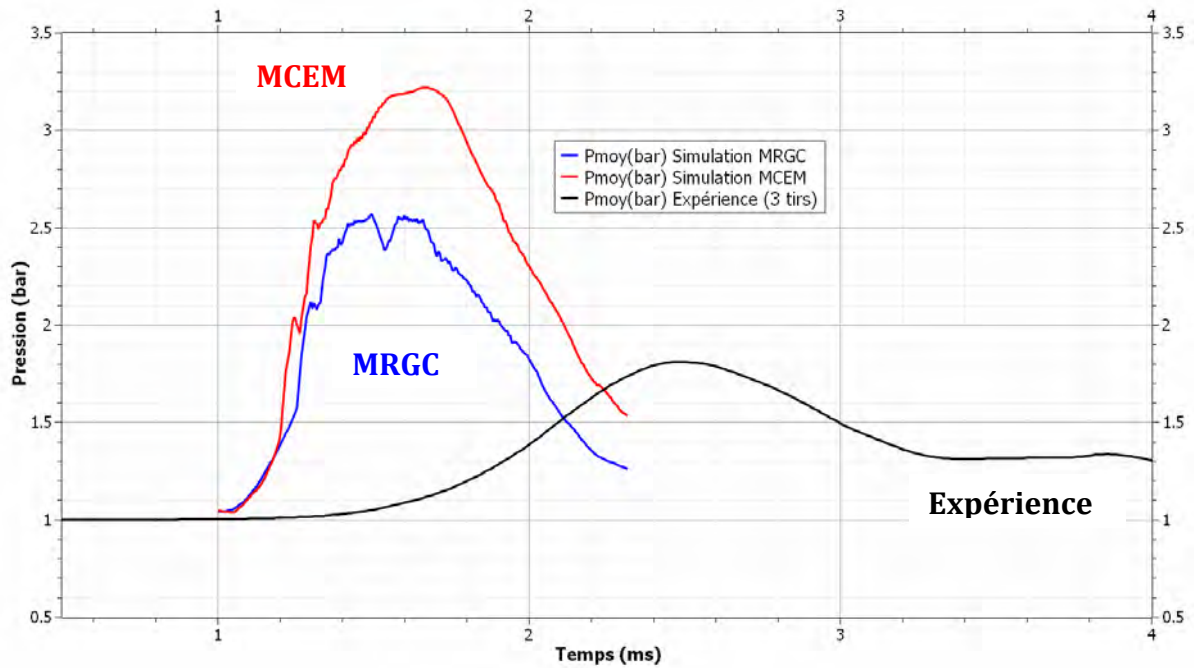


Figure 4.24 : Comparaison des pressions moyennes pour l'expérience et la modélisation avec les deux méthodes de déplacement avec les exhausts amont bouchés et un courant de 1608Å.

Le **Tableau 4.7** compare les pressions moyennes maximales entre expérience et modèle selon la configuration des échappements de gaz et la méthode de description des pieds. En théorie comme en pratique, le bouchage de l'exhaust amont diminue la possibilité d'évacuation des gaz chauds et entraîne une pression plus importante. La pression avec la MCEM est supérieure à celle obtenue par la MRGC laquelle est encore bien au delà des mesures de nos capteurs. Des raisons pour ces disparités ont été données plus tôt dans ce paragraphe. Il faut également garder en mémoire que l'ablation des parois par l'arc n'est pas prise en compte dans notre modèle alors qu'elle est soupçonnée de contribuer significativement à la montée en pression [Dom97] ce qui devrait encore augmenter la pression simulée. Un approfondissement de l'étude de la pression semble nécessaire pour conclure sur ces résultats.

	MRGC	MCEM	Expérience
Amont - Aval	Pression absolue moyenne maximale (en bar)		
Ouvert - Ouvert	1,83	2,38	1,46
Fermé - Ouvert	2,57	3,22	1,81

Tableau 4.7 : comparaison des pressions moyennes maximales théoriques et expérimentales

I.C) Influence du volume amont

Intéressons-nous maintenant à un autre paramètre que nous pouvons étudier avec notre maquette: le volume de la chambre en amont du déplacement de l'arc. La paroi amont de la maquette peut être facilement repositionnée pour cette étude. Nous avons testé deux cas: une distance Lamont entre le point de contact et la paroi amont de 45mm ou de 30mm comme montré sur la **Figure 4.25**. En plus de ce paramètre, nous allons aussi modifier les échappements de gaz amont en bouchant ou non les exhausts. Nous n'avons malheureusement pas eu le temps d'effectuer des simulations pour cette configuration.

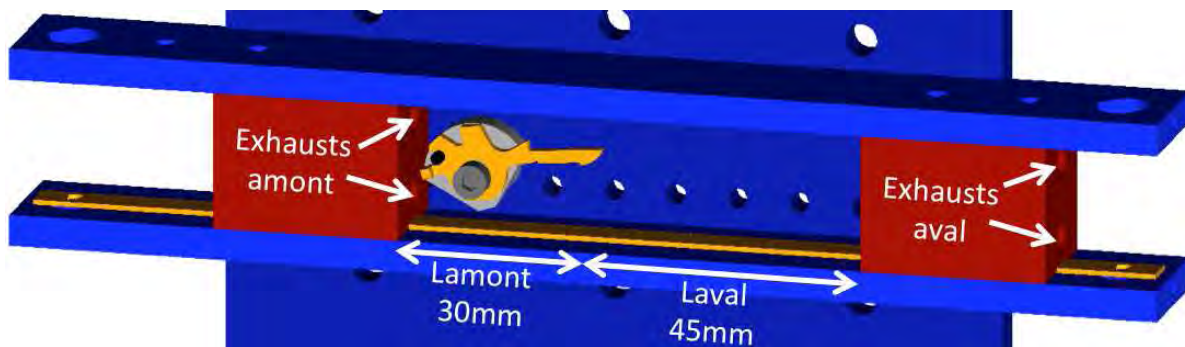


Figure 4.25 : visualisation de la maquette avec un volume amont réduit

Le **Tableau 4.8** présente le délai avant commutation t_{12} en fonction de la distance entre la paroi amont et le point de contact, du bouchage de l'exhaust amont et du niveau de courant. Nous pouvons y voir que rapprocher la paroi amont du contact permet en général d'initier la commutation plus tôt. Cette tendance est plus marquée avec des échappements amont ouverts pour les niveaux de courants donnés par L1C1 et L2C2. On peut en déduire que rapprocher la paroi permet une montée en pression permettant un meilleur soufflage de l'arc vers l'aval de la chambre cependant il faut aussi permettre au gaz chaud de s'évacuer afin de ne pas trop favoriser l'existence d'un arc au niveau du contact mobile.

Amont - Aval	Ouverts - Ouverts		Bouchés - Ouverts	
Distance Amont	30	45	30	45
Niveau de charge	Délai avant commutation t_{12} à ± 1 écart type (en ms)			
L3C3 600V	1,263 \pm 0,061	1,250 \pm 0,086	1,017 \pm 0,035	1,407 \pm 0,350
L2C2 600V	1,038 \pm 0,103	1,505 \pm 0,007	1,078 \pm 0,055	1,370 \pm 0,061
L1C1 600V	1,290 \pm 0,092	1,735 \pm 0,064	1,539 \pm 0,160	1,798 \pm 0,235

Tableau 4.8 : délai t_{12} entre l'amorçage de l'arc et le début de la commutation

Pour ce qui est de la durée de commutation t_{23} donnée dans le **Tableau 4.9**, les résultats sont mitigés et il est difficile d'en dégager une tendance même si ce délai semble en général réduit quand la distance entre la paroi amont et le contact est plus petite.

Amont - Aval	Ouverts - Ouverts		Bouchés - Ouverts	
Distance Amont	30	45	30	45
Niveau de charge	Durée de commutation t_{23} à ± 1 écart type (en ms)			
L3C3 600V	0,627 \pm 0,208	0,778 \pm 0,347	1,527 \pm 0,222	1,837 \pm 0,131
L2C2 600V	1,774 \pm 0,467	1,270 \pm 1,584	0,462 \pm 0,091	0,790 \pm 0,632
L1C1 600V	0,803 \pm 0,477	1,805 \pm 1,817	0,837 \pm 1,259	0,208 \pm 0,16

Tableau 4.9 : Durée t_{23} de transfert du courant du contact mobile vers le rail haut.

En affichant dans le **Tableau 4.10** les pressions moyennes maximales il est clair que réduire la distance Lamont contribue à augmenter la pression. La section des échappements de gaz est trop étroite pour évacuer le gaz et la pression dans la chambre est dépendante de son volume total. En effet, nous avons vu précédemment que la pression était uniformément répartie dans la chambre et la différence entre la pression de la chambre et la pression atmosphérique se retrouve alors aux deux extrémités des exhausts traduisant un flux de gaz important.

Amont - Aval	Ouverts - Ouverts		Bouchés - Ouverts	
Distance Amont	30	45	30	45
Niveau de charge	Pression absolue moyenne maximale (en bar)			
L3C3 600V	1,985	1,600	3,117	2,780
L2C2 600V	1,505	1,460	2,108	1,810
L1C1 600V	1,246	1,174	1,544	1,183

Tableau 4.10 : Pression moyenne maximale dans la maquette.

Les études que nous avons menées dans notre configuration simplifiée permettent de mieux comprendre le comportement de l'arc. Il faut toutefois s'assurer que ces connaissances sont transposables aux configurations plus complexes. Pour cela nous avons menés une série de tests dans des MCB industriels.

II Géométrie industrielle

Grace à l'alimentation impulsionnelle décrite au **Chapitre II partie I**, nous pouvons caractériser directement les MCB fournis par l'entreprise Hager afin d'effectuer différentes études paramétriques comme l'impact de la modification de la géométrie, l'influence du gaz plasmagène ou encore le vieillissement des disjoncteurs au fil des coupures. Pour ce qui est de la simulation, une géométrie de MCB a été fournie par l'entreprise Hager afin d'y appliquer notre modèle.

II.A) Impact de la modification pour l'imagerie et du sens du courant

Rappelons sur la **Figure 4.26** la caractéristique typique courant-tension d'une coupure dans un DBT avec les temps t_1 d'amorçage de l'arc, t_2 d'arrivée de l'arc devant les splitters et t_3 le temps de coupure:

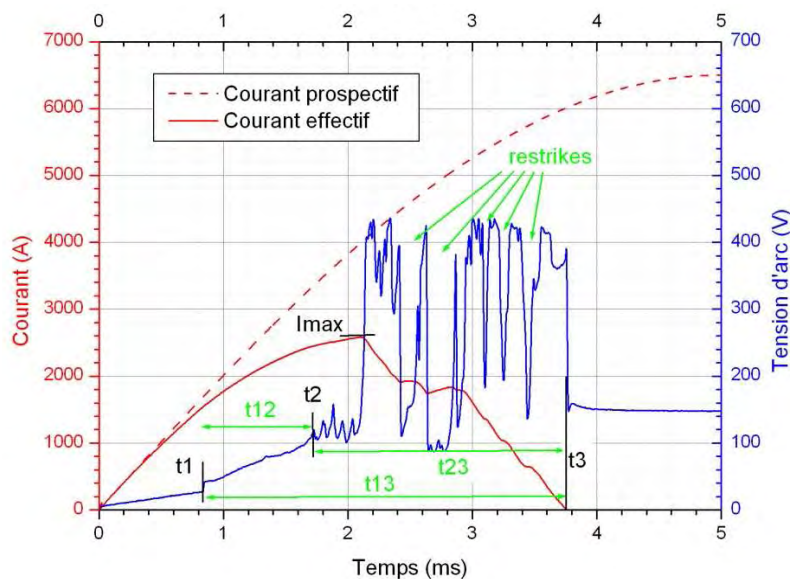


Figure 4.26 : Caractéristique courant-tension typique d'une coupure dans un DBT.

Afin d'obtenir la caractéristique présentée sur la **Figure 4.27** qui est la durée du déplacement t_{12} entre l'amorçage de l'arc t_1 et son arrivée devant les déions t_2 , nous avons réalisé une étude paramétrique en faisant varier trois paramètres:

- Le courant prospectif I_p sur l'axe des abscisses (1, 3, 5 et 10kA);
- La polarité du contact mobile: en rouge le contact mobile est l'anode, en bleu la cathode;
- La modification de la chambre pour l'imagerie rapide : "géométrie intacte" (repérée par un carré) signifie que les MCB n'ont pas été modifiés et que l'imagerie n'est pas possible; "2 joues plastiques" (repérée par un triangle) signifie qu'une paroi a été remplacée par du plexiglas mais que les 2 joues en plastique translucide sont encore présentes et l'on filme l'arc à travers l'une d'elles; "1 joue plastique" (repéré par un cercle) signifie qu'une joue a été retirée afin d'avoir une meilleure image de l'arc, la

chambre est toujours refermée par une paroi en plexiglas mais sa géométrie interne n'est plus symétrique.

202 tirs ont été effectués sur 22 disjoncteurs afin d'avoir un échantillonnage statistique pour toutes les configurations.

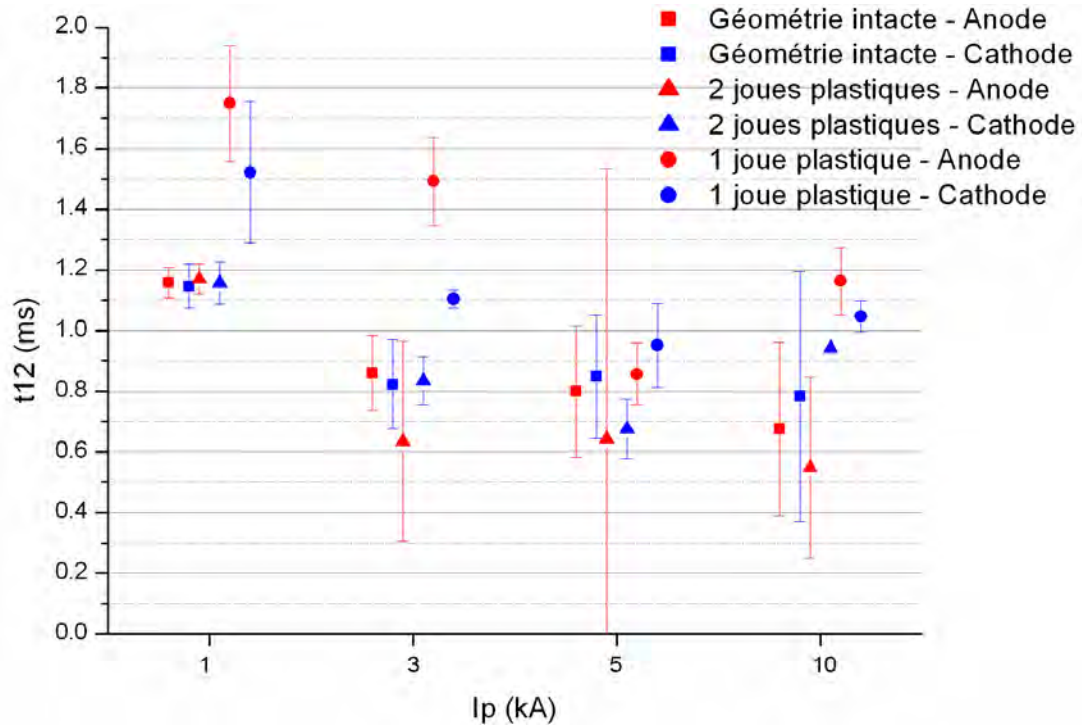


Figure 4.27 : Evolution de la durée de déplacement de l'arc t_{12} en fonction du courant prospectif, de la polarité et de la modification de la chambre.

A partir des résultats de la **Figure 4.27**, on constate que remplacer une paroi du disjoncteur par du plexiglas ne semble pas affecter fortement le déplacement. Par contre, retirer une des joues plastiques est critique.

La polarité ne semble pas modifier le temps de déplacement t_{12} cependant nous avons observé de légères différences sur la valeur du courant atteint I_{max} comme montré dans le **Tableau 4.11**. Celles-ci pourraient s'expliquer par des tensions de gaines différentes car les deux rails ne sont pas de la même matière. La largeur du rail pourrait aussi contraindre la taille du pied et donc augmenter la densité de courant. Une étude dans la maquette avec des rails de différentes natures pourrait permettre d'étudier ce phénomène.

Polarité	$I_p = 1 \text{ kA}$	$I_p = 3 \text{ kA}$	$I_p = 5 \text{ kA}$	$I_p = 10 \text{ kA}$
anode	824±6A	1935±57A	2281±70A	4473±264A
cathode	804±18A	1841±65A	2202±42A	4437±237A

Tableau 4.11 : Variation du courant maximal atteint en fonction du courant prospectif et de la polarité du contact mobile pour une géométrie non modifiée.

II.B) Modification du gaz plasmagène

Les études du paragraphe précédent ont été effectuées dans l'air à la pression atmosphérique. Nous avons voulu étudier l'impact d'une modification du gaz plasmagène dans l'optique d'une étude sur l'effet des matériaux ablatés lors de la coupure. Pour cela nous avons conçu une enceinte permettant d'accueillir un disjoncteur. Une photographie du dispositif est montrée sur la **Figure 4.28**. Un gaz est injecté dans cette enceinte et vient chasser le gaz initialement présent qui s'échappe à l'air libre par la face opposée. Ce dispositif ne permet pas un contrôle précis de la composition du milieu mais permet de modifier les proportions des différents composants de l'air. On obtiendra donc un gaz très appauvri en oxygène en soufflant de l'azote dans l'enceinte ou très enrichi en carbone et oxygène en injectant du CO₂. Les parois de l'enceinte sont transparentes afin de permettre l'imagerie rapide. L'injection se fait à 15L/min pendant 5 minutes au début afin de remplacer rapidement le gaz puis est réduite à 5L/min pendant le tir afin de ne pas trop augmenter la pression dans l'enceinte par rapport à la pression atmosphérique.

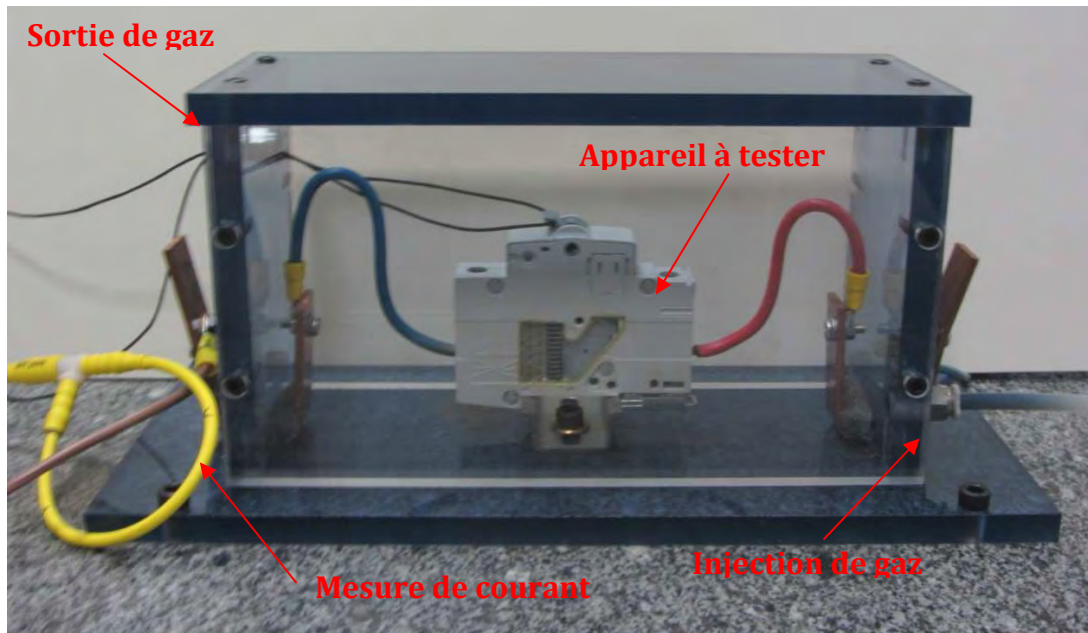


Figure 4.28 : Photographie de l'enceinte réalisée pour modifier le milieu plasmagène.

Nous avons comparé les résultats à l'air libre avec ceux dans l'enceinte remplie d'azote ou de CO₂. Si les temps de coupure et niveau de courant sont similaires entre l'air et le CO₂, la coupure semble mieux se dérouler dans un milieu enrichi en azote surtout pour des niveaux de courant plus élevés. Sur la **Figure 4.29** nous avons tracé les courbes moyennes de courant et de tension. Pour le milieu enrichi en diazote, on note une diminution d'au moins 0,2ms en moyenne sur le temps de coupure par rapport à un milieu d'air pur ou enrichi en dioxyde de carbone.

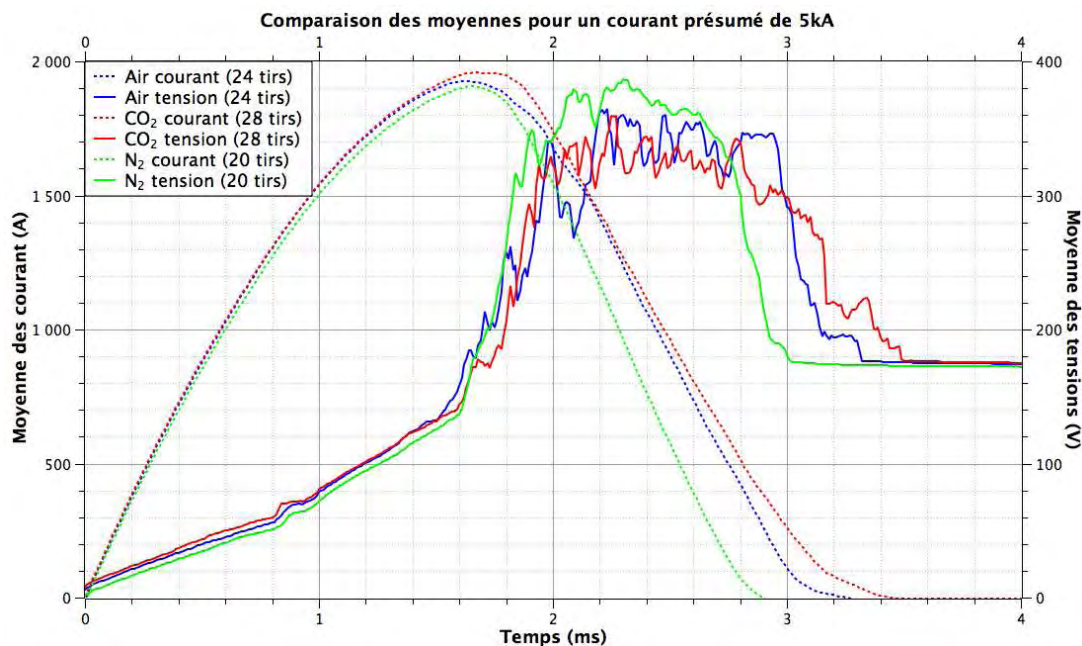


Figure 4.29 : Caractéristique moyenne des courants et tensions pour les différents gaz.

Cette différence semble corrélée au nombre de restrikes ayant lieu pendant la phase de limitation du courant car les temps de déplacement et les niveaux de tension sont similaires. On observe sur la **Figure 4.30** que le nombre de reclaquages moyens pour l'air et le CO₂ augmente avec le courant prospectif tandis que dans l'azote ce nombre reste inférieur et moins dépendant du courant prospectif. Le nombre de restrikes a été déterminé automatiquement à partir de l'inflexion de la courbe de courant comme décrit dans le **Chapitre 2 partie V.A**).

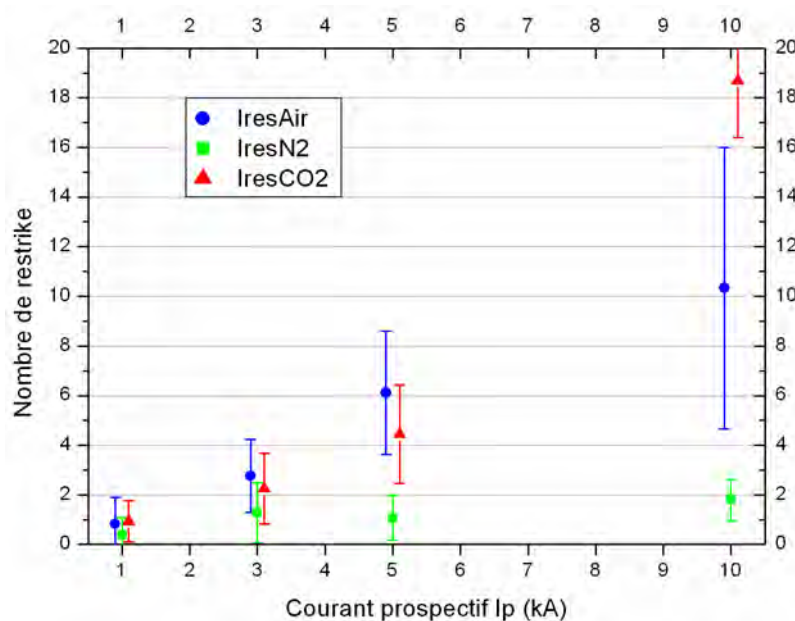
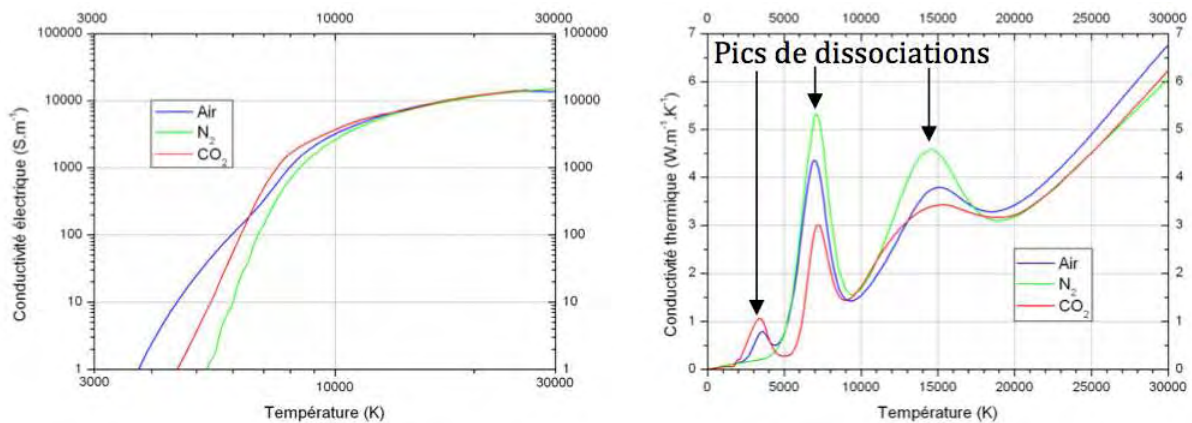


Figure 4.30 : Evolution du nombre de restrikes en fonction du courant prospectif et du gaz de remplissage de la chambre.

Nous expliquons la facilité de coupure dans l'azote par des conductivités électrique et thermique moins élevées à basse température par rapport à l'air et au CO₂ comme peuvent le montrer les **Figures 4.31 et 4.32**. La conductivité thermique plus basse de l'azote, due à l'absence de pics de dissociations à 3500K des molécules comme O₂ ou CO₂, va s'opposer à la diffusion d'un gaz tiède dans la chambre. La conductivité électrique basse empêche le passage d'un courant de fuite si du gaz tiède se trouve à proximité des contacts, courant de fuite qui chaufferait le gaz par effet Joule, augmentant encore la conduction jusqu'à l'amorçage d'un nouvel arc de restrike.

Expérimentalement, il n'apparaît pas de grande différence entre l'air et le dioxyde de carbone car, si l'air a une conductivité électrique plus élevée que le CO₂ due à l'ionisation de la molécule NO, la conductivité thermique du gaz carbonique est plus importante à basse température. En conséquence, ces deux gaz auraient la même tendance à initier des rallumages.

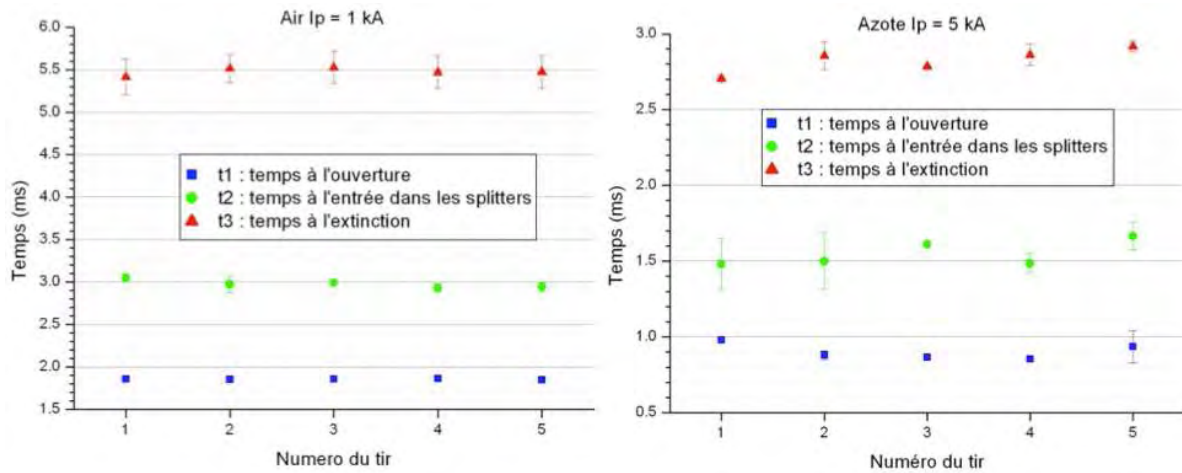


Figures 4.31 et 4.32: Conductivités électrique et thermique pour les différents gaz étudiés.

Un autre axe de recherche intéressant permis par cette enceinte serait d'augmenter la pression dans l'enceinte mais cela nécessite d'améliorer l'étanchéité de notre dispositif.

II.C) Impact du nombre de tir / vieillissement

La puissance injectée par l'arc peut détériorer le système. Comme nous effectuons plusieurs essais sur un même produit, il faut nous assurer que le disjoncteur se comporte de façon identique pour les coupures successives. Dans des conditions identiques, nous avons comparé les cinq premiers tirs effectués sur les MCB comme il est montré sur les **Figures 4.33 et 4.34**. A l'exception des tirs à fort courant (10kA), le vieillissement du disjoncteur ne semble pas affecter la coupure. On n'observe pas d'évolution des temps caractéristiques de la coupure avec le nombre de tirs effectués. Cela permet d'effectuer une série de test sans changer de disjoncteur.



Figures 4.33 et 4.34: Temps caractéristiques de la coupure selon le nombre de tirs effectués.

II.D) Simulation dans une géométrie industrielle

Pour la simulation nous utilisons la géométrie **C1** décrit au **paragraphe II.E) du Chapitre 3** et montrée sur la **Figure 4.35**. Cette géométrie n'est pas identique à celle des MCB que nous avons utilisés pour les expériences décrites précédemment mais correspond à un prototype fournit par Hager. Elle demeure semblable à une configuration industrielle avec notamment des rails courbés, des déions et plusieurs échappements de gaz. Les conditions limites sont les mêmes que pour les autres configurations : l'interface entre fluide et solide est résolue par conduction seule (voir **Chapitre 3 I.C.1)**) pour les équations d'enthalpie et potentiel scalaire; le potentiel vecteur en limite du domaine fluide est calculé à l'aide de Biot & Savart. Il y a quatre échappements de gaz repérés par "Exhaust" sur la **Figure 4.35**. Pour cette première simulation le contact est immobile et complètement ouvert et le canal conducteur initiale est étiré entre le contact et le rail inférieur. Le courant de simulation est issu d'ondes de courants expérimentales. Il est transitoire avec une valeur maximale de 1608A. La simulation est démarrée à 0,5ms de cette onde soit un courant initial de 384A.

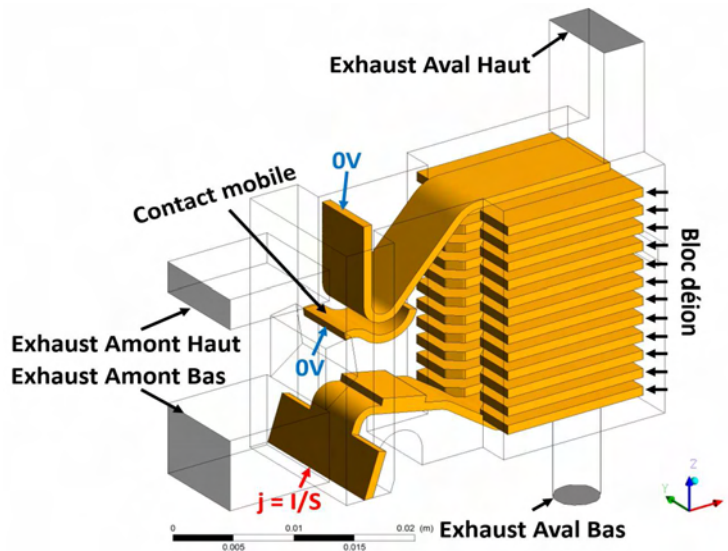


Figure 4.35: Géométrie C1 avec quelques conditions limites pour la MRGC.

Utiliser la MCEM dans cette configuration est compliqué car les rails sont courbés et il faut alors décrire des zones de recherches des pieds s'adaptant à ces formes. De plus, il faudrait modéliser l'attachement de l'arc dans les splitters ce qui multiplierais le nombre de zones de recherches. Par conséquent le résultat présenté ici a été obtenu par la MRGC seulement. Autre différence par rapport à la pratique, la pièce isolante permettant de tenir les déions sur les cotés et à l'arrière n'a pas été représentée. De fait, l'arc parvient à la fin de la décharge à s'échapper au fond de la chambre de coupure en court-circuitant les splitters. Pour simuler 1,2ms, le temps de calcul a été de 41 jours sur 16 processeurs.

II.D.1) Analyse de la coupure simulée

Sur la **Figure 4.36** nous avons affiché la densité de courant au court du temps dans notre simulation. On voit de 0,5 à 0,83ms que l'arc demeure entre la pastille de contact et le contact mobile. Ensuite, jusqu'à 1,04ms il effectue un déplacement discontinu vers les splitters avec l'apparition de plusieurs pieds d'arc. Ce type de mouvement a déjà été observé expérimentalement, notamment par Zeller & al. [Zel01]. Nous assistons à un rallumage à $t=1,05ms$ après que l'arc ait atteint les déions, le transfert dure autour de $10\mu s$ comme on peut le trouver dans la bibliographie [Mer96, Deb01] ou dans nos observation expérimentales. De 1,05 à 1,15ms, l'arc retourne vers les splitters avec un mouvement plus rapide qu'initialement car le milieu a été chauffé. A 1,25 et 1,4ms, le courant traverse les splitters, formant des arcs indépendants. Enfin, après 1,7ms, l'arc s'est échappé à l'arrière du bloc déions. En pratique, ce comportement n'est pas possible du fait de la présence d'une pièce isolante faisant obstacle à l'arrière des déions et permettant de les tenir entre eux. Cependant, dans notre simulation cette pièce n'a pas été représentée.

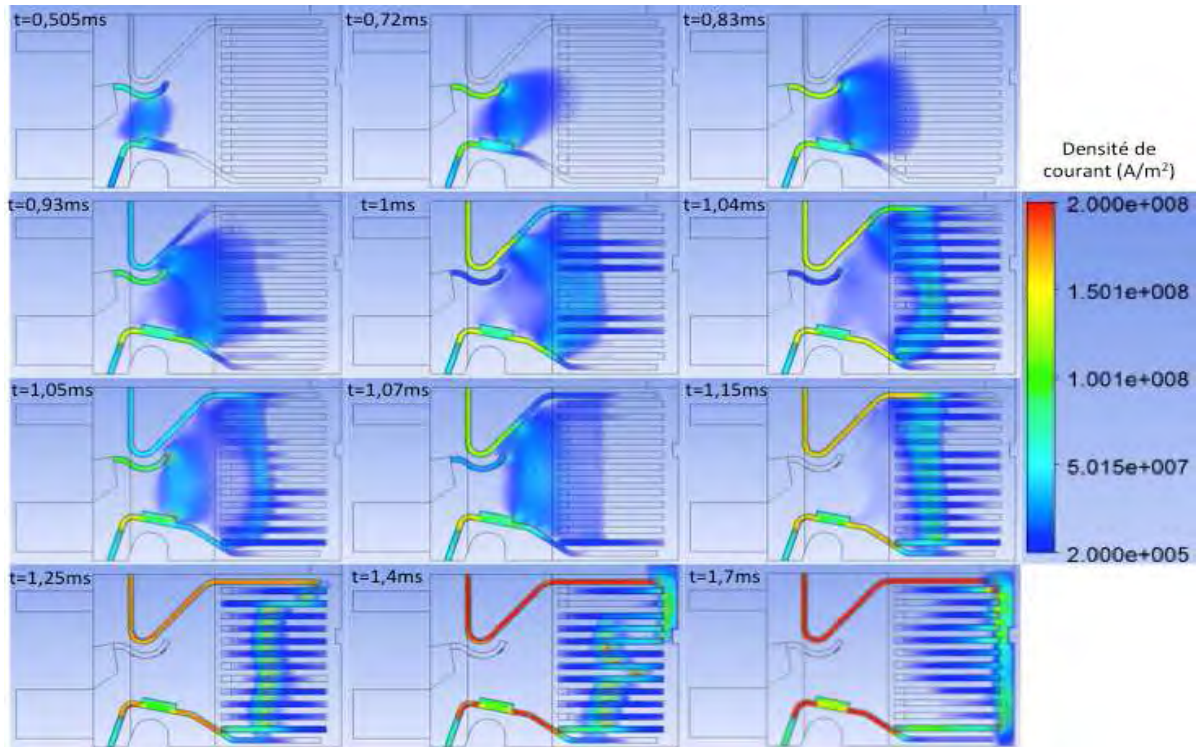


Figure 4.36: Visualisation de la norme de la densité de courant dans la géométrie C1 permettant de suivre le déroulement de la coupure simulée avec la MRGC.

La modélisation nous permet d'accéder à des grandeurs telles que les flux de gaz dans la chambre et aux exhausts. S'il est difficile d'obtenir ces informations par l'expérience, elles sont pourtant d'un grand intérêt pour l'amélioration des MCB. Nous avons tracé sur la **Figure 4.37** le flux de gaz sortant pour chaque exhausts en gramme par seconde. On remarque qu'en général le gaz s'échappe de la chambre comme par exemple à 1,5ms sur la **Figure 4.39**. Cependant entre 1,2 et 1,4ms nous pouvons voir sur les **Figures 4.37 et 4.38** une forte aspiration. Cet intervalle de temps correspond à la commutation de l'arc dans les déions. Le volume de la colonne de plasma est réduit car le courant traverse alors les splitters. On peut considérer qu'une partie de l'arc s'éteint d'où l'aspiration que nous constatons. Pour l'exhaust aval haut, il y a néanmoins pour $t=1,3\text{ms}$ un échappement de gaz important. Cela est dû à la proximité d'un des pieds d'arc qui fait monter la pression localement.

Il serait intéressant pour compléter ces travaux de relancer la simulation en bouchant les échappements de gaz en amont afin de faire écho à l'étude du **paragraphe I.B)** de ce chapitre sur la géométrie simplifiée et de voir dans quelle mesure le déplacement de l'arc et la commutation sont modifiés.

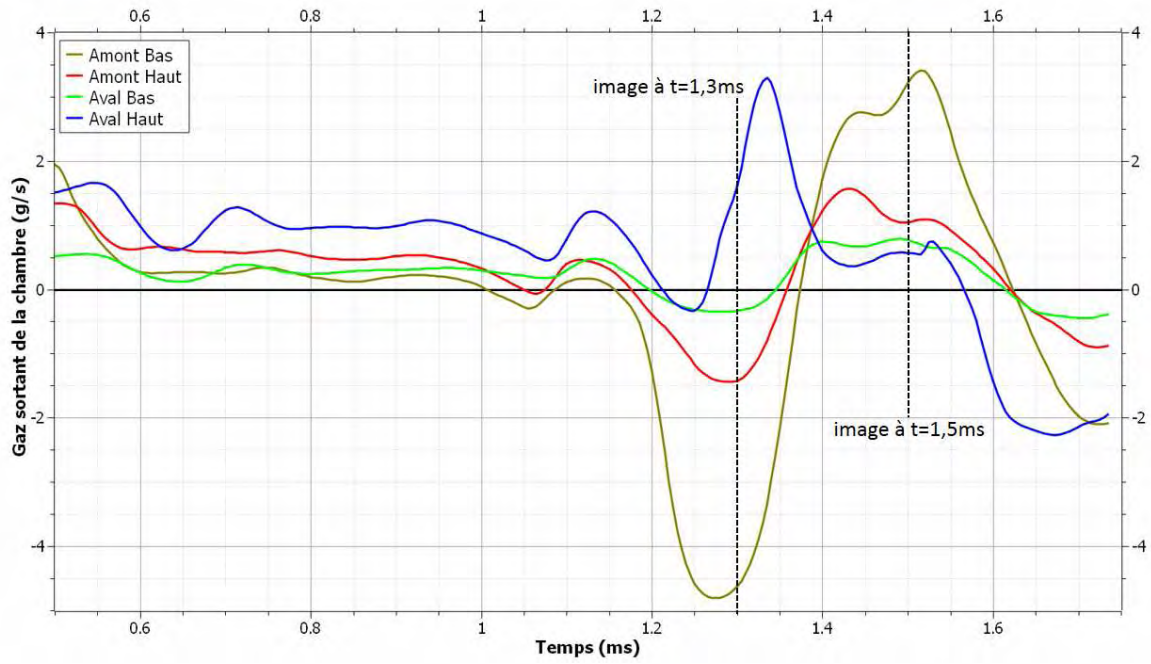
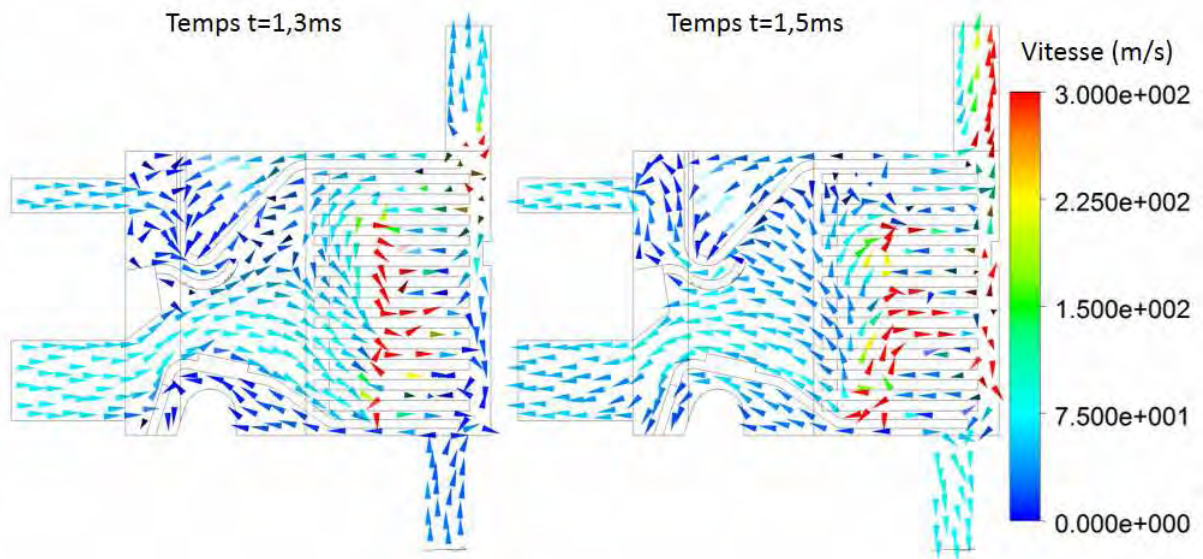


Figure 4.37: Bilan des flux de gaz sortant au niveau des différents exhausts.



Figures 4.38 et 4.39: Vitesses du gaz dans la chambre pour les $t = 1,3ms$ et $t = 1,5ms$.

II.D.2) Caractéristique électrique simulée

Sur la **Figure 4.40**, nous avons tracé en rouge le courant dans le disjoncteur et en bleu la tension d'arc calculée. Le courant est obtenu en intégrant la densité de courant traversant la géométrie et la tension correspond à la valeur maximale de potentiel scalaire dans la simulation. Nous retrouvons le comportement habituel d'un DBT avec une augmentation de tension quand l'arc est étiré vers 0,8ms, une diminution de la différence de potentiel lors du rallumage à 1,05ms puis un plateau de tension quand l'arc est dans les déions après 1,2ms.

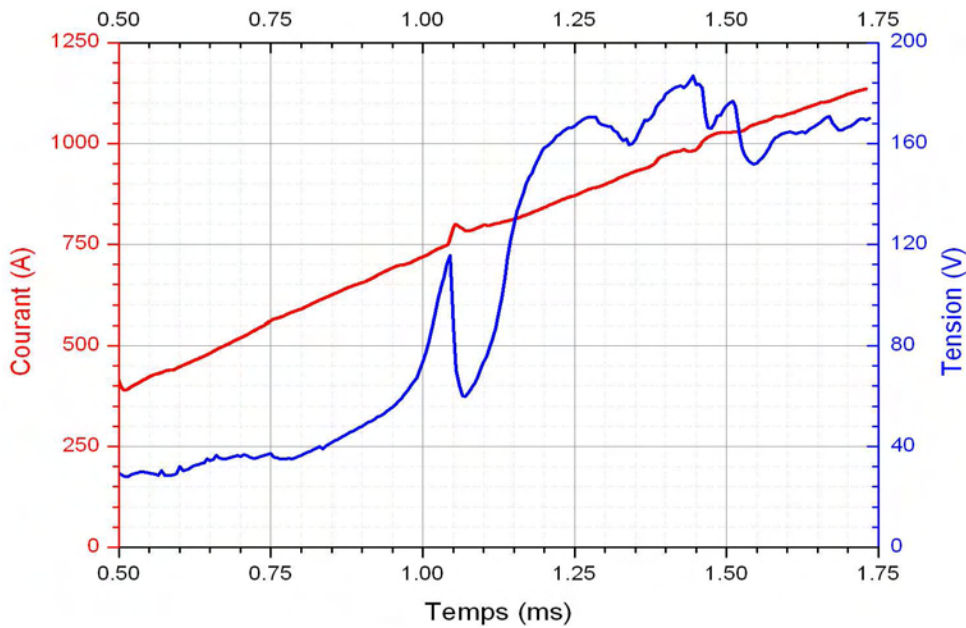


Figure 4.40 : Courant/tension dans le MCB obtenus par la simulation.

Toutefois la différence de potentiel obtenue d'environ 180V reste très inférieure à celle que l'on retrouve expérimentalement (autour de 400V). Cette grandeur présente un intérêt industriel majeur. Pour essayer de reproduire la chute de tension aux bornes du DBT, la conductivité électrique autour des parties métalliques de la géométrie pourrait être adaptée en fonction de la densité de courant traversant le milieu afin de retrouver la chute de tension des gaines comme dans les travaux de Lindmayer & al. [Lin06, Mut10].

Un courant issu de l'expérience est imposé dans notre simulation. Pour plus de réalisme, une description du circuit électrique associé pourrait être implémentée. Ainsi l'augmentation de tension ou les restrikes auraient une incidence sur l'évolution du courant et la limitation de courant pourrait alors être étudiée numériquement. Le modèle développé permet donc de reproduire convenablement le comportement de l'arc mais de nombreuses améliorations sont possibles en perspective.

Conclusions et perspectives

Au cours de cette thèse, différents aspects de la coupure de l'arc électrique dans le disjoncteur basse-tension (DBT) ont été abordés. Si les thématiques principales étaient la commutation et le déplacement de l'arc, la limitation du courant et l'extinction du plasma ont aussi été étudiés. Pour ce faire, nous avons développé et utilisé des outils expérimentaux et théoriques. Les travaux ont portés sur des géométries simplifiées mais aussi sur des configurations industrielles de disjoncteur. Nous proposons de reprendre les conclusions chapitre par chapitre avant de présenter les perspectives de ce travail.

Dans le premier chapitre de ce manuscrit de thèse nous avons présenté la problématique globale de la coupure de courant. Une étude bibliographique a permis de mettre en avant les travaux déjà existants dans le domaine mais aussi sur des thématiques connexes dont les méthodes et outils peuvent être transposés à notre sujet. Un regard critique sur les articles disponibles de la littérature montre la nécessité de nouveaux efforts pour atteindre une meilleure compréhension de la coupure dans le DBT et une meilleure modélisation du processus.

Nous avons présenté au second chapitre le dispositif expérimental qui a été réalisé dans le cadre de cette thèse. Ce dispositif passe par la conception d'une alimentation impulsionnelle et d'une maquette reproduisant, dans son principe, la chambre d'un DBT. Une partie importante et difficile à mettre en œuvre a concerné le développement d'un mécanisme permettant l'ouverture contrôlée du contact. Ces différents éléments sont synchronisés entre eux par un boîtier de contrôle qui permet aussi le déclenchement des mesures. Trois types d'acquisitions sont utilisés dans nos travaux: des mesures électriques; une observation de l'arc et de son mouvement par imagerie rapide ainsi que des mesures de pression. Ce type de mesures dans un DBT n'est pas aisé et peu de travaux de la littérature existent sur ce point. Ainsi, le choix du bon capteur et la mise en œuvre se sont avérés très difficile de par le manque de retour d'expérience. Nous avons réalisé notre maquette pour permettre la mesure de pression en plusieurs points de la chambre afin d'observer des différences locales et des ondes de pressions pouvant impacter le déplacement de l'arc. Cependant les mesures ont révélé une répartition homogène de la pression qui a par la suite été corroborée par le modèle. Il semble que la chambre de notre maquette soit trop large pour obtenir les phénomènes que nous espérons observer. Néanmoins, des simulations pourraient nous aider à définir les dimensions d'une nouvelle maquette pour permettre de mesurer la formation d'un gradient de pression dans la chambre, voir même le déplacement d'une onde de pression. En plus de ces outils matériels, nous avons conçu des logiciels pour le post-traitement des données expérimentales dans l'environnement de développement Matlab. L'arc impulsionnel dans le DBT étant de nature versatile, une étude statistique des tests effectués est préférable. C'est pourquoi nous avons mis en place un algorithme permettant la lecture automatisée des nombreux fichiers de résultats, la détection des grandeurs caractéristiques de la coupure à partir des signaux de courant et tension, l'établissement des caractéristiques moyennes de courant, tension et pression, le relevé des minima, maxima et écarts types, le tout en fonction des différents paramètres considérés. Un tel outil permet de traiter quelques centaines de tirs presque

instantanément. Un second logiciel a été développé pour traiter les images fournies par la caméra rapide. Il permet à partir du barycentre de la luminosité de déterminer la position globale de l'arc ainsi que celle des pieds d'arc anodiques et cathodiques. Les vitesses de déplacement de l'arc sont ainsi extraites. Notre algorithme édite également les images afin d'y faire apparaître les contours de la chambre de coupure et les courbes de courant et tension en concordance de temps. L'analyse combinée des résultats obtenus avec ces deux logiciels sur quelques cas tests a permis par la suite de caractériser les phases importantes de la coupure (commutation, entrée dans les splitters) avec seulement le premier logiciel, s'affranchissant ainsi des mesures par imagerie rapide.

Le troisième chapitre présente le modèle fluide de plasma thermique développé dans le groupe de recherche AEPPT ainsi que les modifications qui ont dû y être apportées pour traiter notre application. Les principes généraux de la modélisation fluide par la méthode des volumes finis ainsi que les hypothèses nécessaires à la description d'un plasma thermique y sont exposées. Des précautions particulières sont prises dans le calcul du champ magnétique afin de tenir compte de la circulation du courant dans les rails du DBT et d'assurer des conditions limite valides. Nous présentons ensuite dans ce chapitre les deux méthodes développées afin de décrire le déplacement des pieds d'arc sur les électrodes. L'une, appelée Méthode de Résolution Globale du Courant (MRGC), permet un déplacement autodéterminé des pieds en calculant l'échange de chaleur et de courant entre le fluide et le solide en ne prenant en compte que la conduction de la chaleur et la conservation du courant entre les deux domaines. L'autre méthode, appelée Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne (MCEM), impose la position du pied d'arc là où la conductivité électrique près du rail est la plus élevée. Cette méthode, dont les bases ont été publiées dans les travaux de Swierczynski [Swie04], a dû être modifiée afin de permettre l'existence de deux pieds d'arcs sur une même électrode ce qui se produit en pratique lors de la commutation ou des re-claquages. Ces deux méthodes présentent leurs avantages et leurs défauts. La température proche des électrodes est plus élevée avec la MRGC. Il n'est pas aisé de conclure sur la pertinence des températures calculées car nous n'avons pas mesuré cette grandeur lors de nos expériences. La MRGC permet une meilleure conservation du courant que la MCEM, une amélioration de la méthode semble nécessaire. Pour la description physique du pied d'arc, la MCEM utilise des conditions déterminées empiriquement [Hsu83] et facilement modifiables. De son côté, la MRGC décrit une conservation du courant et de la chaleur à l'interface plasma/matériau avec une équation de conservation pure. Il s'agit d'une simplification conséquente des phénomènes aux électrodes qui mériterait d'être approfondie. Enfin, la MCEM permet de diviser le temps de calcul par 2 environ. Ce chapitre 3 décrit également le maillage des géométries expérimentales et les particularités lors de la description du mouvement des pièces. Des géométries simplifiées et de taille réduite ont aussi été mises en œuvre afin d'établir des cas test et d'étudier le comportement du modèle en minimisant le temps de calcul.

Les résultats obtenus par l'expérience ou la simulation dans des configurations simplifiées ou industrielles sont présentés au chapitre 4. Des études paramétriques ont été menées dans la maquette en faisant varier la section dévolue aux échappements de gaz et en modifiant le volume derrière le contact mobile pour trois niveaux de courant maximum compris entre 631 et 2852 ampères. D'autres travaux ont porté, eux, sur des géométries de disjoncteurs industriels. Les paramètres étudiés étaient la modification de la chambre de coupure et la nature du gaz dans lequel est initié l'arc. L'étude dans la maquette des échappements de gaz et du volume en amont a mis en avant toute la difficulté du développement de disjoncteurs performants. Il faut pouvoir diriger le flux de gaz vers l'aval de la chambre sans que du gaz chaud ne demeure près du contact mobile et ne risque d'initier des re-claquages. Les configurations présentant un comportement favorable à faible courant ne sont pas nécessairement celles qui fonctionneront à fort courant. D'une manière assez générale, la configuration avec tous les exhausts ouverts permet une commutation rapide, notamment pour les fortes puissances. Boucher les échappements de gaz à l'aval entraîne une accumulation de gaz chaud qui peut freiner l'arc et engendrer un grand nombre de rallumage. Il est nécessaire pour le bon fonctionnement d'un disjoncteur que le gaz puisse s'évacuer en aval, notamment pour les défauts à fort courant. Quant à la réduction du volume derrière le contact, elle s'est montrée utile pour précipiter le début de la commutation. Nous avons mis en place des capteurs dans notre maquette afin d'observer les différences de pression qui peuvent apparaître dans la chambre en corrélation avec le déplacement de l'arc [Lin98] mais aussi l'onde de choc qui est censée se propager après l'amorçage de l'arc [Zel01]. Nous avons cependant obtenu une pression uniforme pour tous les points de mesure. Cette répartition homogène de la pression a été confirmée par la modélisation et est justifiée par la largeur de notre chambre (10mm). Une modification de notre maquette pour la rendre plus étroite permettrait sûrement d'observer les gradients de pression le long de la chambre. En bouchant certains échappements de gaz et en réduisant le volume de la chambre, la pression mesurée augmente notablement. Cette tendance a été retrouvée avec le modèle pour les deux cas simulés (exhausts ouvert-ouvert et bouché-ouvert). Cependant, la valeur maximale de pression calculée est supérieure à celle obtenue expérimentalement. Nous l'expliquons par le fait que la maquette n'est pas complètement hermétique et que les capteurs de pression sont en pratique placés dans des renforcements avec un filtrage permettant de rejeter la pression dynamique. Egalement, les temps relatifs à la commutation issus du modèle sont très inférieurs à ceux mesurés. La différence de vitesse d'ouverture entre l'expérience et la simulation ne semble pas pouvoir seule expliquer ces disparités et les méthodes de description des pieds d'arcs doivent être affinées. Un travail est aussi nécessaire pour améliorer la conservation du courant dans le cadre de la Méthode de Conductivité Electrique Moyenne. Nous avons aussi mené des études dans des configurations industrielles de DBT fournies par le groupe Hager. Dans le but d'observer l'arc par imagerie rapide, la géométrie des disjoncteurs a dû être modifiée et nous avons pu quantifier l'impact de ces modifications sur la coupure. La suppression d'une des joues plastiques, présente dans les Miniature Circuit Breakers (MCB) pour guider l'arc,

conduit à un déplacement de l'arc vers les déions très ralenti. Une enceinte permettant de modifier le gaz de remplissage du disjoncteur a aussi été conçue afin d'étudier l'influence du milieu plasmagène sur la coupure. Nous avons testé trois gaz: l'air, le dioxyde de carbone et le diazote. Si les temps caractéristiques de la coupure pour l'air et le CO₂ se sont avérés semblables, le temps de coupure lorsque le disjoncteur est rempli avec du N₂, et donc appauvri en oxygène, est réduit de 0,2ms sur une durée totale du défaut de 3ms ce qui n'est pas négligeable. L'explication donnée à ce phénomène est la réduction du nombre de rallumages dans le diazote de par ses conductivités électrique et thermique plus faibles à basse température. Une configuration industrielle de DBT a également été utilisée pour la simulation avec la Méthode de Résolution Globale du Courant. Nous avons pu retrouver avec notre modèle le comportement de l'arc attendu avec un restrike au moment où l'arc atteint les splitters puis un déplacement rapide et une commutation dans les déions entraînant une élévation de la tension calculée. Cette variation de tension est typique du principe de limitation de courant dans les DBT. Cependant la valeur obtenue dans le modèle reste inférieure à celles issues de l'expérience (180V contre 400V en pratique). Ceci pourrait être corrigé extérieurement au modèle en ajoutant les tensions de gaines nécessaires en fonction du nombre de déions traversés par l'arc. Une autre solution serait de définir une conductivité électrique dépendante de la densité de courant près des zones métalliques afin de retrouver les chutes de tension des gaines au sein du modèle [Lin06, Mut10]. Cette simulation permet néanmoins une étude des flux de gaz au sein de la chambre du DBT et à travers les exhausts ce qui présente un intérêt certain pour le développement des prototypes industriels.

Les travaux effectués dans cette thèse constituent le point de départ d'une collaboration entre le groupe Hager et l'équipe AEPPT du laboratoire LAPLACE. La mise en place d'outils expérimentaux et numériques dédiés à la thématique des arcs de coupures a nécessité beaucoup de temps. De fait, de nombreux axes de recherches n'ont pas encore été explorés: des améliorations du modèle sont possibles et les potentialités offertes par le dispositif expérimental n'ont pas été pleinement utilisées.

A court terme, nous prévoyons d'étudier l'influence de la vitesse d'ouverture sur la commutation et le déplacement de l'arc dans notre maquette. Le système d'ouverture a été développé à cet effet mais nous n'avons pas eu le temps d'effectuer les tests nécessaires. La maquette que nous possédons peut être adaptée pour trois largeurs de chambre (20, 15 et 10mm) et nous prévoyons de réduire encore cette dimension pour obtenir davantage d'informations par la mesure de pression. La nature des matériaux mis en œuvre dans la maquette pourrait être modifiée. Les parois de la chambre, actuellement en PMMA, pourraient être réalisées en céramique afin d'étudier le rôle de l'ablation dans le déplacement de l'arc comme dans l'étude de Doméjean & al. [Dom97]. Le choix des métaux utilisés pour les électrodes a aussi un impact sur le déplacement de l'arc [Lin73] et nous pourrions facilement utiliser des rails ou un contact mobile de

composition différente dans notre maquette. Quelques essais ont été effectués avec un amorçage par fil fusible ce qui permet d'étudier le déplacement de l'arc indépendamment de la commutation. Cet axe de recherche mériterait d'être approfondi. L'injection de gaz de différentes natures dans notre maquette fait également partie des études possibles afin d'étayer l'étude de l'influence du milieu plasmagène réalisée dans les DBT industriels. Enfin, l'enceinte permettant d'accueillir un MCB et conçue pour modifier le gaz plasmagène pourrait, après quelques modifications, être mise à profit pour augmenter la pression initiale du milieu de coupure et observer d'éventuelles différences de caractéristiques électriques (tension, rallumage) ou de comportement de l'arc.

La simulation aux mêmes échelles de temps et de volumes que l'expérience est très couteuse en temps de calcul ce qui limite la faisabilité d'études paramétriques complètes par le modèle. Néanmoins quelques cas particuliers peuvent être calculés pour vérifier les tendances du comportement de l'arc, conforter les résultats de certains tests ou obtenir plus d'explications sur les observations expérimentales. Diverses améliorations sont à apporter au modèle. Nous avons notamment vu que les temps de commutations entre expérience et simulation ne coïncidaient pas. Une étude approfondie pour redéfinir les paramètres de nos méthodes de déplacements des pieds d'arcs est souhaitable. Conjointement à l'expérience, il serait intéressant d'étudier le déplacement de l'arc indépendamment de la commutation. Des corrections sont aussi à apporter à la Méthode de la Conductivité Electrique Moyenne afin de garantir la conservation du courant. A plus long terme, divers ajouts sont envisageables pour prendre en compte d'autres phénomènes ayant lieu dans les arcs de coupure afin d'améliorer la description physique du processus. Des modèles d'anode [Mou13] ou de cathode [Cay08] pourraient être utilisés dans notre application afin de permettre le déplacement tout en offrant une meilleure description des phénomènes aux électrodes. Un pas supplémentaire dans la description de l'interaction plasma/matériau serait de prendre en compte l'ablation aux parois sous les effets de la température et du rayonnement. Il serait alors possible de représenter l'augmentation de pression due à l'évaporation des composants du DBT et la modification des propriétés du plasma par l'ensemencement du milieu par les composés métalliques ou organiques ablatés. Dans l'intérêt d'un usage industriel de ce modèle, il faut aussi pouvoir calculer convenablement la tension d'arc qui conditionne la limitation de courant. Une méthode simple proposée par Lindmayer & al. [Lin06, Mut10] pourrait être ajoutée à la Méthode de Résolution Globale du Courant. Une fois cette tension aux bornes du disjoncteur déterminée, elle pourrait être utilisée pour calculer la variation du courant dans le circuit électrique considéré. Ce couplage avec un module externe représentant le réseau électrique permettrait alors de reproduire numériquement la limitation de courant. Enfin, dans l'optique d'une utilisation du modèle développé lors de cette thèse à plus grande échelle, il semble important de parvenir à réduire le temps de calcul. Cette amélioration pourrait notamment passer par une redéfinition du critère de convergence.

En conclusion, le travail expérimental effectué au cours de cette thèse a permis d'étudier le comportement de l'arc au travers de différentes études paramétriques. Nous avons également mis en place un modèle fluide de description de l'arc de coupure au sein du disjoncteur basse-tension qui constitue une première étape en direction d'un modèle prédictif utilisable pour le développement de nouveaux produits.

Références bibliographiques:

- [Abr89] Abri A, Kjellnäs S, Nordgren R, Lindgren S & Banghammar L, Mechanism Of Interaction Between Electric Arc And Breaking Chamber In Low Voltage Current Limiting Circuit Breakers
- [Ans12] ANSYS ICEM CFD 14.5 User Manual
- [Ans13] ANSYS Fluent 14.5 User Guide
- [Bak05] Bakker A, Applied Computational Fluid Dynamics, Lecture 5 - Solution Methods, 2005 www.bakker.org/dartmouth06/engs150/05-solv.pdf
- [Bau05] Baudouin F, Gonzalez J J & Checchin P, Study of the curvature of the electrical arc in low-voltage breaking devices: influence of the external magnetic field, J Phys D, 2005
- [Bel85] Belbel E M & Lauraire M, Behavior of switching arc in low voltage limiter circuit breaker, IEEE, 1985
- [Bel86] Belbel E M & Lauraire M, A new breaking technology, independant from the contact material, Lausanne, 1986
- [Ben95] Benilov M S & A Marotta, A model of the cathode region of atmospheric pressure arcs, J Phys D, 1995
- [Ben08] Benilov M S, Understanding and modeling plasma–electrode interaction in high-pressure arc discharges: a review, J Phys D, 2008
- [Ber02] Berger K A, Gessl B, Schneider W & Rieder W F, Arc motion and wave propagation in arc chambers with lateral chinks, IEEE, 2002
- [Brd02] Brdys C, Toumazet J P, Laurent A & Ponthenier J L, Optical and magnetic diagnostics of the electric arc dynamics in a low voltage circuit breaker Mes Sci Technol, 2002
- [Bri96] Brice C W, Dougal R A & Hudgins J L, Review of technologies for current limiting low voltage circuit breaker, IEEE, 1996
- [Bro08] Brown D, Tracker, <http://www.opensourcephysics.org/items/detail.cfm?ID=7365>
- [Caj99] Cajal D, Laurent A, Gary F, Mercier M & Servant S, A study of the various phases of the break in a low voltage circuit breaker thanks to the magnetic camera, J Phys D, 1999
- [Cay08] Cayla F, Modélisation de l'interaction entre un arc électrique et une cathode, thèse de l'Université Toulouse III Paul Sabatier, 2008
- [Cha04] Chadebec O, Meunier G, Mazaauric V G, Le Roch Y & Labie P, Eddy-current effects in circuit breakers during arc displacement phase, IEEE, 2004
- [Che01] Chen W W, A method to achieve arcless interruption in low current power circuit, IEEE, 2001
- [Cou96] Coulombe S & Meunier J L, Thermo-field emission: a comparative study, J Phys D, 1996

- [Cre11] Cressault Y, Connord V, Hingana H, Teulet Ph & Gleizes A, Transport properties of CF3I thermal plasmas mixed with CO2, air or N2 as an alternative to SF6 plasmas in high-voltage circuit breakers, J. Phys. D, 2011
- [Dia13] Diaxens, Habilitation Electrique, 2013
- [Deb01] Debellut E, Gary F, Cajal D & Laurent A, Study of re-strike phenomena in a low-voltage breaking device by means of the magnetics camera, J Phys D, 2001
- [Dew01] Dew-Hughes D, The critical current of superconductors: an historical review, Low Temperature Physics, vol. 27, 2001
- [Doh03] Dohnal P, Calculation of magnetic force in low voltage circuit breaker, Brno, 2003
- [Dom97] Doméjean E, Chévrier P, Fiévet C & Petit P, Arc-wall interaction modelling in a low-voltage circuit breaker, J Phys D, 1997
- [Eki07] Ekici O, Computational study of arc discharge: sparkplug and railplug ignitors, Thèse de l'université du Texas, 2007
- [Féc59] Féchant L, Vitesse de déplacement d'arcs électriques dans l'air, RGE, 1959
- [Fié97a] Fiévet C, Barrault M, Petit P, Chévrier P, Fleurier C & André V, Optical diagnostics and numerical modelling of arc-strikes in a low-voltage circuit breakers, J Phys D, 1997
- [Fié97b] Fiévet C, Barrault M, Chévrier P & Petit P, Experimental and numerical studies of arc restrike in low-voltage circuit breaker, IEEE, 1997
- [Fra11] Frank C M, HVDC Circuit Breakers: A Review Identifying Future Research Needs, IEEE, 2011
- [Fre01] Freton P, Gonzalez J J, Teulet Ph & Gleizes A, Discussion on difference between theoretical and experimental temperatures determination in LV circuit breaker, FSO Brno, 2001
- [Fre02] Freton P, Etude d'un arc de découpe par plasma d'oxygène Modélisation – expérience, thèse de l'Université Toulouse III Paul Sabatier, 2002
- [Fre09] Freton P & Gonzalez J J, Overview of current research into low-voltage circuit breaker, The open plasma physics journal, 2009
- [Fre11] Freton P, Gonzalez J J, Masquère M & Reichert F, Magnetic field approaches in dc thermal plasma modelling, J Phys D, 2011
- [Gau96] Gauster E & Rieder W F, Arc-wall interaction phenomena immediately after contact separation in magnet blast interrupters, IEEE, 1996
- [Gau97] Gauster E & Rieder W F, Back-commutation in low voltage interrupters: influence of recovery time, geometry and materials of contacts and walls, IEEE, 1997
- [Gau98] Gauster E & Rieder W F, Arc lengthening between divergent runners : influence of arc current, geometry, and materials of runners and walls, IEEE, 1998
- [Gle05] Gleizes A, Gonzalez J J & Freton P, Thermal Plasma Modelling, J Phys D, 2005

- [Gon93] Gonzalez J J, Gleizes A, Proulx P & Boulos M, Mathematical modeling of a free-burning arc in the presence of metal vapor, J. Appl. Phys, 1993
- [Gre03] Groupe de REflexion sur la Sécurité Electrique dans le Logement (GRESEL), http://www.gresel.org/incendies_et_accidents_dorigine_electrique-2-4.html
- [Het98] Hetzmanseder E & Rieder W F, Arc mobility on bouncing contacts, IEEE, 1998
- [Hau08] Hauser A & Branston D W, Numerical Simulation of a Moving Arc in 3D, Gas Discharge 2008
- [Hol02] Holaus W & Fröhlich K, Ultra-fast switches - a new element for medium voltage fault current limiting switchgear, IEEE, 2002
- [Hsu83] Hsu K C, Etmadi K & Pfender E, Study of the freeburning highintensity argon arc, J. Appl. Phys. 54, 1983
- [Kar98] Karetta F & Lindmayer M, Simulation of the gaz dynamic and electromagnetic processes in low voltage switching arcs, IEEE, 1998
- [Kha12] Kharin S N, Nouri H & Miedzinsky B, Phenomena at arc root immobility in electrical contact, IEEE, 2012
- [Kor75] Koren P P, Nahemow M D & Slade P G, The molten metal bridge stage of opening electric contacts, IEEE, 1975
- [Kub08] Kubicek B & Berger K A, A finite volume scheme for modelling arc discharge in low voltage circuit breaking device, IEEE, 2008
- [Lag04] Lago F, Modélisation de l'interaction entre un arc électrique et une surface : application au foudroiement d'un aéronef, thèse de l'université Paul Sabatier, 2004
- [Lee82] Lee A, Chien Y K, Koren P P & Slade P G, High Current Arc Movement in a Narrow Insulating Channel, IEEE, 1982
- [Li05] Li X, Chen D, Wang Q & Li Z, Simulation of the effect of several factors on arc behavior in low voltage circuit breaker, Plasma Sci & Technol, 2005
- [Li07] Li X, Chen D, Rong M & Dai R, Study of the influence of Cu vapour on air arc characteristics, IEEE, 2007
- [Lin73] Lindmayer M, The influence of contact materials and chamber wall materials on the migration and the splitting of the arc in extinction chambers, IEEE, 1973
- [Lin92] Lindmayer M & Huang Z, Current limiting switching by squeezing arcs into narrow insulating slots, IEEE, 1992
- [Lin95] Lindmayer M & Stammberger H, Application of numerical field simulation for low voltage circuit breaker, IEEE, 1995
- [Lin98] Lindmayer M & Paulke J, Arc motion and pressure formation in a low voltage switchgear, IEEE, 1998

- [Lin01] Lindmayer M & Springstubbe M, 3D-Simulation of arc motion between arc runners including the influence of ferromagnetic material, IEEE, 2002
- [Lin02] Lindmayer M, Complete simulation of moving arcs in low-voltage switchgear, Liverpool, 2002
- [Lin05] Lindmayer M, Mutzke A, R  ther T & Springstubbe M, Some aspects of arc behavior in low voltage arc chutes, Brno, 2005
- [Lin06] Lindmayer M, Marzahn E, Mutzke A, R  ther T & Springstubbe M, The process of arc splitting between metal plates in low voltage arc chutes, IEEE, 2006
- [Ma08a] Ma Q, Rong M, Wu Y, Xu T & Sun Z, Influence of copper vapor on low-voltage circuit breaker arcs during stationary and moving states, Plasma Sci & Technol, 2008
- [Ma08b] Ma Q, Rong M, Wu Y, Xu T & Sun Z, Simulation and experimental study of arc column expansion after ignition in low voltage circuit breaker, Plasma Sci & Technol, 2008
- [Mae71] Maecker H H, Principles of Arc Motion and Displacement, IEEE, 1971
- [McB98a] McBride J W, Weaver P M & Jeffery P A, Arc root mobility during contact opening at high current, IEEE, 1998
- [McB98b] McBride J W, Jeffery P A, Weaver P M, Electrode processes and arc form in miniature circuit breaker, IEEE, 1998
- [McB99] McBride J W & Jeffery P A, Anode and cathode arc root movement during contact opening at high current, IEEE, 1999
- [McB01a] McBride J W & Weaver P M, Review of arcing phenomena in low voltage current limiting circuit breaker, IEEE, 2001
- [McB01b] McBride J W, Pechrach K, Weaver P M, Arc root commutation from moving contacts in low voltage devices, IEEE, 2001
- [McB02] McBride J W, Pechrach K & Weaver P M, Arc motion and gas flow in current limiting circuit breakers operating with a low contact switching velocity, IEEE, 2002
- [McB03] McBride J W, Weaver P M & Siew C C, Integrated measurement system for high speed unsteady plasma flow and its application to electric arcs, IEEE, 2003
- [McB10] McBride J W & Cross K J, Cathode root motion studies of high current arcs using an optical fiber array based imaging system, IEEE, 2010
- [McB11] McBride J W & Cross K J, Studies of high current arcs using an optical fiber array based imaging system, 1st International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology, Xi’an, China, 2011
- [M  n99] M  nart J & Lin L, Numerical Study of a Free-Burning Argon Arc with Copper Contamination from the Anode, Plasma Chem., 1999
- [Mer96] Mercier M, Cajal D, Laurent A, Velleaud G & Gary F, Evolution of a low-voltage electric arc, J Phys D, 1996

- [Mer01] Mercado-Cabrera A, Teulet Ph, Razafinimanana M, Gonzalez J J, Gleizes A, Fiévet C & Ponthenier J L, Calculation of the decaying arc composition in a low-voltage circuit breaker, FSO Brno, 2001
- [Mey04] Meyer C, Schröder S & De Doncker R W, Solid-state circuit breaker and current limiters for medium-voltage systems having distributed power systems, IEEE, 2004
- [Mey06] Meyer C & De Doncker R W, Solid-state circuit breaker based on active thyristor topologies, IEEE, 2006
- [Mor00] Morel R, Techniques de coupure des disjoncteurs BT, Cahier technique Schneider Electric n°154, 2000
- [Mot02] Mottet C, Mesure de pression dans un disjoncteur H T, Les mesures optiques dans l'industrie, REE n°6, 2002
- [Mou13] Modélisation de l'interaction entre un arc électrique et un matériau : application au soudage TIG, thèse de l'université Paul Sabatier, 2013
- [Mur09] Murphy A B, Tanaka M, Yamamoto K, Tashiro S, Sato T & Lowke J J, Modelling of thermal plasmas for arcs welding : the role of shielding gas properties and of metal vapour, J Phys D, 2009
- [Mut10] Mutzke A, Rütther T, Lindmayer M & Kurrat M, Arc Behavior in low voltage arc chambers, Euro J Appl Phys, 2010
- [Nia04] Niayesh K, Tepper J & Konig F, On the arcless commutation of current higher than 1kA, IEEE, 2004
- [Noe07] Noe M & Steurer M, High-temperature superconductor fault current limiters: concepts, applications, and development status, Supercond. Sci. Technol. vol 20, 2007
- [Pec01] Pechrach K, McBride J W & Weaver P M, Gas flow and composition effects on arc motion in current limiting circuit breakers, IEEE, 2001
- [Pec02] Pechrach K, McBride J W & Weaver P M, The correlation of magnetic gas dynamic and thermal effect on arc mobility in low contact velocity circuit breaker, IEEE, 2002
- [Pec03] Pechrach K, McBride J W & Weaver P M, Arc root mobility on piezo-actuated contacts in miniature circuit breakers, IEEE, 2003
- [Pic00] Picot P, La coupure du courant dans le vide, Cahier Technique Schneider Electric n°198, 2000
- [Piq08] Piqueras L, Henry D, Jeandel D, Scott J & Wild J, Three-dimensional modelling of electric-arc development in a low-voltage circuit breaker, Int. J. Heat Mass Trans. 51, 2008
- [Pxi43] Module de mesure par pont haute vitesse 8 voies, 24 bits, 102,4 kéch/s, NI PXIe-4331 sine.ni.com/nips/cds/view/p/nid/208290
- [Pxi63] Acquisition de données de la série X NI PXIe-6361, sine.ni.com/nips/cds/view/p/nid/201416
- [Rac99] Rachard H, Chévrier P, Henry D & Jeandel D, Numerical study of coupled electromagnetic and aerothermodynamic phenomena in a circuit breaker electric arc, Int. J. Heat Mass Trans. 42, 1999

- [Ran12] Randrianarivao D, Modélisation des écoulements dans un disjoncteur haute tension, thèse de l'université Paul Sabatier, 2012
- [Rie90] Rieder W F & Veit C, Influence of materials on the interaction of switching arcs with contacts and walls, Holm, 1990
- [Rie92] Rieder W F, Veit C & Gauster E, Interaction of magnetically blown break arcs with insulating walls in the contact region of interrupters, IEEE, 1992
- [Ron09] Rondot L, Modélisation Magnéto-Hydrodynamique par la Méthode des Volumes Finis: Application aux Plasmas de Coupure, thèse de l'Institut polytechnique de Grenoble, 2009
- [Ron10] Rong M, Yang F, Wu Y, Murphy A B, Wang W & Guo J, Simulation of arc characteristics in miniature circuit breaker, IEEE, 2010
- [Sch98] Schueller P, Coupure en BT par limitation du courant, Cahier Technique Schneider Electric n°163, 1998
- [Ser93] Serpinet M & Morel R, La sélectivité énergétique en BT, Cahier Technique Schneider Electric n°167, 1993
- [Sla08] Slade P G, The transition from the molten bridge to the metallic phase bridge column arc between electrical contacts opening in vacuum, Bucharest, 2008
- [Sle29] Slepian J, Theory of the deion circuit breaker, AIEE trans, 1929
- [Str99] Strümpfer R, Skindhøj J, Glatz-Reichenbach J, Kuhlefelt J H W & Perdoncin F, Novel medium voltage fault current limiter based on polymer PTC resistors, IEEE, 1999
- [Swi99] Swingler J & McBride J W, The net zero mass loss phenomenon on opening switching contacts with AC loading, IEEE, 1999
- [Swi04] Swierczynski B, Gonzalez J J, Teulet Ph, Freton P & Gleizes A, Advances in low-voltage circuit breaker modelling, J Phys D, 2004
- [Swi05] Swingler J, Sumption A & McBride J W, The evolution of contact erosion during an opening operation at 42V, IEEE, 2005
- [Tak00] Takeuchi M & Kubono T, Temperature and metal vapor near the cathode in copper breaking arcs according to spectroscopic measurement, IEEE, 2000
- [The98] Theoleyre S, Les techniques de coupure en MT, Cahier Technique Schneider Electric n°193, 1998
- [Teu09a] Teulet Ph, Gonzalez J J, Mercado-Cabrera A, Cressault Y & Gleizes A, One-dimensional hydro-kinetic modelling of the decaying arc in air-PA66-copper mixtures : I Chemical kinetics, thermodynamics, transport and radiative properties, J Phys D, 2009
- [Teu09b] Teulet Ph, Gonzalez J J, Mercado-Cabrera A, Cressault Y & Gleizes A One-dimensional hydro-kinetic modelling of the decaying arc in air-PA66-copper mixtures : II Study of the interruption ability, J Phys D, 2009
- [Uts69] Utsumi T, Theoretical and experimental investigation of the dynamic molten bridge, IEEE, 1969
- [Vac00] Vacqué S, L'arc électrique, éditions CNRS, 2000

- [Wea04] Weaver P M, Pechrach K & McBride J W, The energetics of gas flow and contact erosion during short circuit arcing, IEEE, 2004
- [Wu05] Wu Y, Rong M, Yang Q & Hu G, Numerical analysis of arc plasma in a simplified low voltage circuit breaker chamber with ferromagnetic material, Plasma Sci & Technol, 2005
- [Wu07a] Wu Y, Rong M, Sun Z, Wang X, Yang F & Li X, Numerical analysis of arc plasma behaviour during contact opening process in low-voltage switching device, J Phys D, 2007
- [Wu07b] Wu Y, Rong M, Sun Z, Wang X, Li J & Wang J, Simulation of low-voltage arc plasma during contact opening, Plasma Sci & Technol, 2007
- [Yan06] Yang Q, Rong M, Murphy A B & Wu Y, The influence of medium on low-voltage circuit breaker arcs, Plasma Sci & Technol, 2006
- [Yan10] Yang F, Rong M, Wu Y, Murphy A B, Pei J, Wang L, Liu Z & Liu Y, Numerical analysis of the influence of splitter plate erosion on an air arc in the quenching chamber of a low voltage circuit breaker, J Phys D, 2010
- [Yan12a] Yang F, Ma R, Wu Y, Sun H, Niu C & Rong M, Numerical study on arc plasma behavior during arc commutation in direct current circuit breaker, Plasma Sci & Technol, 2012
- [Yan12b] Yang F, Rong M, Wu Y, Sun H, Ma R & Niu C, Numerical simulation of the eddy current effects on the arcs splitting process, Plasma Sci & Technol, 2012
- [Yan13] Yang F, Wu Y, Rong M, Sun H, Murphy A B, Ren Z & Niu C, Low-voltage circuit breaker arcs - simulation and measurements, J Phys D, 2013
- [Zel01] Zeller P R & Rieder W F, Arc structure, arc motion, and gaz pressure between laterally enclosed arc runners, IEEE, 2001
- [Zel10] Zeller P R & Schoepf T J, Advanced arc model for computation of low current arc characteristics, IEEE, 2010

Study of the forces leading to the electrical arc movement in the Low-Voltage Circuit Breaker

Low-Voltage Circuit Breakers (LVCB) are classical apparatuses of electrical distribution since more than fifty years. But nowadays, with the outbreak of low-cost products from the developing countries, industry is under a strong stress in order to improve their devices by making them more compact, using different materials or to implement new functionalities. This research is harsh since LVCB are highly multiphysics systems (mechanics, thermal properties, materials, plasma physics, ...). Therefore, developing new products goes through a long and expensive empirical process. Those efforts could be reduced by using predictive models allowing to get faster to a functional device. With the improvements of the numerical solution capacity, there are more and more works toward the 3D multiphysical description of the LVCB, especially on the extinction chamber where the electrical arc is ignited, moved and must be quenched. This is the subject of our work.

The study described here is divided in two complementary parts: development of a 3D fluid model with finite volume method simulating the electrical arc and its movement inside the arc extinction chamber; and the set-up of experimental means to analyse this physical phenomenon. For those two points, we use a simplified LVCB configuration with an arc moving between two parallel rails inside a rectangular box chamber.

Based on AEPPT's know-how, a numerical model is established to simulate thermal plasma. Particularities on this model, due to the application, are the resolution of Biot&Savart law to calculate precisely the magnetic field for the boundary condition and the development of methods to model the arc roots movement and commutation of the arc from the moving contact to the rail. Validation of this model will be done with the same geometry by confrontation with the experiment.

Inspired by precedent works we designed a test apparatus with a reactor representing the extinction chamber of the LVCB and an opening mechanism allowing arc ignition by contact opening at a specified speed. Other parameters such as size of the chamber and materials can be modified. Measurements will include high speed imaging and pressure acquisition in several points of the reactor in addition to the classical current and voltage measurements. This experiment is useful for parametric studies with its easy uncoupling of the parameters. Moreover, by highlighting the dominating phenomena for arc movement, this set-up helps in the build-up of the model over and above the experimental validation.

Keywords :

Thermal plasma

Breaking arc

Numerical modelling

High-speed imaging

Finite Volume Method

Pressure measurement

Low-Voltage Circuit Breaker

Etude des forces à l'origine du déplacement d'un arc électrique dans un disjoncteur basse-tension

Le Disjoncteur Basse-Tension (DBT) est un appareil classique de la distribution électrique depuis plus de cinquante ans. Mais aujourd'hui, avec l'arrivée de produits bas-coût fabriqués dans les pays émergents, les industriels sont soumis à une forte pression pour développer de nouveaux systèmes moins encombrants, utilisant d'autres matériaux, ou incorporant davantage de fonctionnalités. Cette recherche est très compliquée dans la mesure où le DBT est un système hautement multi-physique (mécanique, thermique, physique des matériaux, physique des plasmas, ...). De fait, le développement de nouveaux produits passe par un processus empirique long et coûteux. Cet effort pourrait être réduit par l'utilisation de modèles prédictifs permettant d'arriver plus vite à un système fonctionnel. De nos jours, avec l'augmentation des moyens de résolution numérique, de plus en plus de travaux portent sur la description multi-physique en 3D du DBT et notamment sur la chambre de coupure où l'arc électrique est amorcé, se déplace et doit être éteint, l'objet de notre étude.

Le travail de cette thèse se divise en deux axes complémentaires : le développement d'un modèle fluide 3D en méthode des volumes finis simulant l'arc électrique et son déplacement dans la chambre de coupure; ainsi que la mise en place d'un dispositif expérimental permettant d'analyser le phénomène physique en œuvre. Pour ces deux points la problématique est abordée dans une configuration simplifiée de DBT où l'arc se déplace entre deux rails parallèles dans une chambre parallélépipédique.

Basé sur le savoir-faire du groupe AEPPT, un modèle numérique est établi pour simuler le plasma thermique. Les particularités de ce modèle, du fait de l'application, sont la nécessité d'une résolution précise du champ magnétique en utilisant le calcul de Biot & Savart pour les conditions limites ainsi que l'utilisation de méthodes permettant le déplacement et la commutation de l'arc. La validation de ce modèle se fera à géométrie similaire par confrontation avec l'expérience.

En s'inspirant de précédents travaux nous avons réalisé une maquette expérimentale composée d'un réacteur faisant office de chambre de coupure et d'un mécanisme permettant l'amorçage de l'arc dans le réacteur par ouverture rotative du contact à vitesse contrôlée. D'autres paramètres modifiables sont la taille du réacteur ainsi que les matériaux qui le constituent. Les diagnostics disponibles en plus de la mesure de courant et de tension sont l'imagerie rapide et la mesure de pression en différents points de la chambre de coupure. Notre expérience est utile pour la réalisation d'étude paramétrique en découplant facilement les paramètres. En outre, par la mise en évidence des phénomènes prépondérants, notre maquette aide à la mise en place du modèle en plus de permettre sa validation expérimentale. Cette thèse est donc une étape cruciale vers la mise en place d'un modèle prédictif

Mots-clés :

Plasma thermique

Arc de coupure

Modélisation numérique

Imagerie rapide

Méthode des volumes finis

Mesure de pression

Disjoncteur basse-tension