



HAL
open science

Etude de l'arc électrique dans la chambre de coupure d'un interrupteur DC sous l'effet d'un fort champ magnétique extérieur

Jessica Almurr

► **To cite this version:**

Jessica Almurr. Etude de l'arc électrique dans la chambre de coupure d'un interrupteur DC sous l'effet d'un fort champ magnétique extérieur. Autre. Université Clermont Auvergne [2017-2020], 2020. Français. NNT : 2020CLFAC082 . tel-03467082

HAL Id: tel-03467082

<https://theses.hal.science/tel-03467082>

Submitted on 6 Dec 2021

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 Clermont Auvergne
Ecole Doctorale des Sciences pour l'Ingénieur

Manuscrit de thèse

présenté pour obtenir le grade de

DOCTEUR D'UNIVERSITE

par ALMURR Jessica
Spécialité doctorale "Electronique et Systèmes"

Soutenue le **30 septembre 2020**

**Étude de l'arc électrique dans la chambre de coupure
d'un interrupteur DC sous l'effet d'un fort champ
magnétique extérieur**

Study on electric arc in a DC switch under the effect of
strong external magnetic fields

Laboratoire de physique de Clermont, Entreprise SOCOMEC

Travaux co-dirigés par William Bussière, Jérôme Hertzog et David Rochette

Jury

Jean-Marc Bauchire	Professeur des Universités, Université d'Orléans	Rapporteur
Laurent Fulcheri	Directeur de Recherche, Mines ParisTech	Rapporteur
Pierre Bonnet	Professeur des Universités, Université Clermont Auvergne	Examineur
Marie-Pierre Planche	Maître de conférences (HDR), Université de technologie de Belfort Montbéliard	Examinatrice
David Rochette	Maître de conférences (HDR), Université Clermont Auvergne	Directeur de thèse
William Bussière	Maître de conférences (HDR), Université Clermont Auvergne	Directeur de thèse
Jérôme Hertzog	Ingénieur R&D SOCOMEC	Directeur de thèse, Invité

Remerciements

Cette thèse a été effectuée en partie au sein du Laboratoire de Physique de Clermont, groupe « arc électrique et plasma thermique » dans le cadre d'une collaboration avec l'entreprise Socomec « équipe GTD, recherche et développement ».

Je voudrais d'abord remercier les membres du jury de thèse, Jean-Marc Bauchire et Laurent Fulcheri d'avoir accepté de rapporter et d'évaluer mon travail de recherche. Leurs suggestions et questions m'ont été d'une grande aide.

Je remercie également Pierre Bonnet et Marie-Pierre Planche pour avoir examiné mon manuscrit de thèse. J'ai été honorée de pouvoir leur présenter mes travaux lors de la soutenance. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma gratitude.

Je tiens également à exprimer ma reconnaissance à l'équipe « arc électrique et plasma thermique » pour m'avoir donné la possibilité de participer et collaborer à des tendances de recherche significatives. Entreprendre ce doctorat a été une expérience qui a vraiment changé ma vie et cela n'a pas pu se faire sans le soutien que m'ont apporté les membres de notre laboratoire.

Ma sincère gratitude va à mes encadrants David Rochette et William Bussièrès. Leurs conseils m'ont aidé tout au long de mes travaux de recherche et surtout la rédaction de cette thèse.

Ce travail a eu lieu grâce au soutien financier du groupe Socomec lequel m'a accueilli pendant deux ans au sein de ses bureaux et m'a offert une expérience merveilleuse de travail en entreprise.

J'aimerais exprimer ma profonde reconnaissance envers Jérôme Hertzog sans qui cette thèse n'aurait pas eu lieu. Je le remercie de m'avoir fait confiance, d'avoir toujours été présent pour me motiver, et de m'avoir transmis son immense savoir sur les techniques de coupure et les interrupteurs-sectionneurs. Simplement, merci d'être le moteur d'avancement de ce projet.

Merci aux membres du groupe GTD de Socomec qui m'ont accueilli chaleureusement parmi eux et ont montré un grand intérêt pour mon projet. Damien, Carine, Guillaume, Vincent, Stephan, Catherine, Christian, Nicola et les trois Jean-Marc, j'ai vraiment apprécié passer du temps et partager des émotions avec vous. Vous êtes devenus des amis très proches qui vont me manquer.

Merci aux techniciens du Laboratoire Tesla notamment Richard Legold et Julien Lucas de m'avoir accompagné pendant tous les essais et au groupe Proto de Socomec notamment monsieur Tristan Muller pour la réalisation mécanique de l'expérience.

Des remerciements particuliers pour mes amis qui m'ont accompagné pendant ces trois ans entre Strasbourg et Clermont-Ferrand. Farouk, Sahar, Béa, Solène, Maya, Cynthia, Raymond, Mohammad et Kamal, vous avez toujours été une source de joie et de soutien surtout quand les choses devenaient un peu décourageantes. Merci les gars d'avoir rendu le déplacement entre deux villes si excitant et d'avoir partagé avec moi cette aventure humaine.

Je remercie mes parents Joseph et Georgette qui ont sacrifié leur vie pour ma sœur et moi. Ils vivent encore au Liban et font le sacrifice de rester loins de leurs deux filles en France pour nous permettre d'accéder à la carrière professionnelle dont nous rêvons. Ma sœur Tonia et ma meilleure amie, merci d'être toujours présente à mes côtés.

Nomenclature

AC Alternative Current, courant alternatif
BT Basse Tension
CCHT Courant Continu Haute Tension, HVDC High Voltage Direct Current
DC Direct Current, courant continu
HT Haute Tension
 I_n courant nominal
MHD MagnétoHydroDynamique
PV Photovoltaïque

Variables

A potentiel vecteur (T.m)
 B champ d'induction magnétique (T)
 B_{induit} champ magnétique induit par le passage de courant (T)
 $B_{extérieur}$ champ magnétique extérieur au domaine (T)
 c_p capacité calorifique (J/kg/K)
 E champ électrique (V/m)
 J densité de courant (A/m²)
 I intensité du courant (A)
 k conductivité thermique (W/m/K)
 λ longueur d'onde (m)
 L inductance (H)
 l longueur (m)
 m masse (kg)
 n la densité d'électrons (m⁻³)
 μ viscosité du plasma (Pa.s)
 μ_r perméabilité magnétique relative au milieu
 P pression (Pa)
 ρ masse volumique (kg/m³)
 R résistance (Ω)
 σ conductivité électrique (S/m)
 s surface (m²)
 T température (K)
 τ constante de temps du circuit (s)
 U tension générateur (V)
 U_a chute de potentiel dans la gaine anodique (V)
 U_{arc} tension d'arc électrique (V)
 U_c chute de potentiel dans la gaine cathodique (V)
 U_i potentiel d'ionisation de l'air (V)
 v volume (m³)
 v vitesse (m/s)
 V potentiel électrique (V)
 W_s travail de sortie du matériau (V)

Constantes

$e = 1,602\ 176\ 62 \times 10^{-19}$ C, charge de l'électron

$k_B = 1,380\ 648\ 52 \times 10^{-23}$ J/K, constante de Boltzmann

$\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m, perméabilité magnétique du vide

$\varepsilon_0 = 8,854\ 187\ 82 \times 10^{-12}$ F/m, permittivité du vide

Sommaire

Remerciements	3
Nomenclature	5
Introduction.....	11
Chapitre 1. Généralités sur la coupure en courant continu.....	15
1.1. Le courant continu de plus en plus demandé	15
1.1.1. Batterie de stockage.....	16
1.1.2. Centres de données	18
1.1.3. Installation photovoltaïque	20
1.2. Les appareillages de coupure et de protection DC.....	22
1.3. L'interrupteur PV	25
1.3.1. Caractéristiques électriques générales des interrupteurs	26
1.3.2. Spécificités pour les applications PV	28
1.4. Principe et technologie de coupure en courant continu	29
1.4.1. La coupure du courant continu dans un circuit type RL	30
1.4.2. Techniques de coupure	33
1.5. L'interrupteur étudié	35
1.5.1. Description de l'interrupteur et de son environnement	35
1.5.2. Description des éléments de l'interrupteur	37
1.5.3. Techniques de coupure dans l'interrupteur	38
1.5.4. Création du champ magnétique externe	39
1.6. Conclusion	42
Chapitre 2. Etude expérimentale de la coupure sous fort champ magnétique externe.....	45
2.1. Bibliographie sur les essais expérimentaux qui étudient le mouvement de l'arc électrique	45
2.1.1. Pression.....	45
2.1.2. Temps d'immobilité	48
2.1.3. Vitesse et déplacement de l'arc électrique à l'intérieur des chambres de coupure	53

2.2. Présentation générale du banc d'essai de ce travail	59
2.2.1. La maquette	60
2.2.2. Système d'ouverture des contacts	61
2.2.3. Système d'alimentation électrique	64
2.2.4. Système de génération d'un champ magnétique externe	65
2.2.5. Système d'acquisition.....	75
2.3. Méthodologie pour les essais expérimentaux	77
2.4. Les résultats expérimentaux.....	80
2.4.1. Effet d'un champ magnétique externe.....	80
2.4.2. Variation du déplacement de l'arc selon les différents paramètres.....	85
2.4.3. Durée de l'arc électrique	93
2.4.4. Commutation de l'arc électrique sur les rails	97
2.5. Conclusion sur la partie expérimentale.....	99
Chapitre 3. Modélisation de la coupure par arc électrique	101
3.1. Modélisation et simulation numérique du plasma d'arc	101
3.1.1. Conditions pour appliquer les lois de MHD.....	102
3.1.2. Les interactions entre les différents modèles de la coupure	102
3.1.3. Choix du logiciel de modélisation COMSOL Multiphysics	103
3.2. Nature des plasmas	105
3.3. Plasma en équilibre thermodynamique local - ETL	106
3.4. Propriétés du plasma de coupure	107
3.4.1. Propriétés thermodynamiques et coefficients de transport d'un plasma d'air à l'ETL	109
3.4.2. Propriétés radiatives d'un plasma d'air à l'ETL.....	110
3.5. Les équations qui régissent le mouvement du plasma de coupure	112
3.5.1. Modélisation de l'écoulement et du transfert thermique.....	112
3.5.2. Modélisation de l'électromagnétisme.....	114
3.5.3. Couplage avec un circuit électrique extérieur	116
3.6. Traitement des zones hors équilibre thermodynamique local.....	116
3.6.1. Zone cathodique	117
3.6.2. Zone anodique	120
3.7. Implémentation du modèle sous COMSOL.....	121

Chapitre 4. Résultats des simulations numériques appliquées au banc expérimental	123
4.1. Modèle 2R : déplacement d'un arc entre deux rails fixes et parallèles	123
4.1.1. Géométrie des modèles 2R.....	124
4.1.2. Maillage des modèles 2R.....	125
4.1.3. Conditions initiales et aux limites des modèles 2R	126
4.1.4. Comparaison des résultats des modèles 2R_e et 2R_i	128
4.2. Modèle CM : prise en compte de l'ouverture des contacts avec un maillage mobile	136
4.2.1. Géométrie des modèles CM	136
4.2.2. Maillage des modèles CM.....	137
4.2.3. Conditions initiales et aux limites des modèles CM	138
4.2.4. Choix du maillage.....	139
4.2.5. Résultats des simulations numériques pour les modèles CM tests.....	142
4.3. Conclusion sur les simulations numériques.....	160
Conclusions et perspectives.....	161
Références.....	165
Résumé	173
Abstract.....	174
Annexe.....	175

Introduction

Les appareils de coupure sont indispensables à la sécurité et à la maintenance des installations électriques. Ils accomplissent plusieurs fonctions clés : l'interruption et l'établissement du courant, l'isolation, le sectionnement et la protection. Notre travail concerne un type d'appareil utilisé pour assurer la coupure et l'établissement du courant dans des réseaux de distribution électrique DC spécifiquement les installations photovoltaïques, il s'agit d'un interrupteur PV2.

Les techniques de coupure dans ce genre d'appareils consistent à ouvrir les électrodes et créer une tension entre elles. Afin de couper le courant continu, il faut que la tension générée entre les électrodes soit supérieure à la tension fournie par le réseau d'alimentation. Ainsi, l'appareil doit absorber toute l'énergie électromagnétique émise. Cette surtension avec l'énergie qui l'accompagne sont à l'origine de la création d'un arc électrique. La bonne coupure impose la réduction de la durée d'arc électrique (par conséquent le temps de coupure) dans des délais qui répondent aux normes de sécurité imposées (quelques millisecondes). Ceci aide d'autre part à prolonger la durée de vie de l'appareil car l'énergie émise lors de la coupure et qui provoque l'érosion des matériaux (électrodes, parois, ...) est réduite. Cela conduit les entreprises à porter une attention au développement des techniques de coupure dans les appareils basse tension qui diffèrent selon les actions de coupure utilisées.

Le but de cette thèse est d'étudier le comportement d'un arc électrique au sein de la chambre de coupure de l'interrupteur PV2 qui met en œuvre l'effet d'un champ magnétique extérieur de très haute intensité. Les travaux de cette thèse sont faits en collaboration entre le groupe Socomec spécialisé dans la production des appareils de coupure basse tension et le Laboratoire de Physique de Clermont (LPC).

Le modèle étudié durant cette thèse met l'accent sur deux éléments principaux utilisés dans les techniques de coupure de l'arc électrique dans les appareils de coupure DC et qui sont le sujet de cette thèse. Le premier est le fait d'utiliser un aimant permanent pour souffler magnétiquement l'arc électrique dans les chambres de coupure et par suite accélérer son extinction. Le deuxième est l'initialisation de l'arc électrique mécaniquement par une ouverture brusque des contacts mobiles. Une meilleure compréhension du comportement de l'arc électrique sous ces conditions doit contribuer à minimiser le temps d'immobilité de l'arc entre les contacts et à réduire ainsi l'énergie libérée par l'arc qui endommage les matériaux du dispositif de coupure. Ceci est essentiel pour le développement des chambres de coupure avec un aimant permanent dans les interrupteurs DC basse tension.

La complexité des phénomènes intervenant pendant la coupure rend leur étude très délicate. Il faut une bonne connaissance du comportement de l'arc au sein de la chambre de coupure et une association pertinente des bons paramètres afin de réduire la durée d'arc. Ceci nécessite d'enchaîner des séries de tests coûteuses et difficiles afin d'optimiser la conception de l'appareil. En parallèle, l'amélioration des capacités de calcul permet aujourd'hui un établissement des modèles numériques qui permettent de vérifier certaines hypothèses, de donner des explications physiques aux données expérimentales obtenues par les essais et d'avoir des meilleures connaissances aux niveaux macroscopique et microscopique des plasmas d'arc. Pour cela, l'étude théorique de l'arc électrique

est un sujet traité dans de nombreuses études. Les premières études concernées étaient des études monodimensionnelles et stationnaires basées sur la résolution de l'équation d'Elenbaas-Heller [Hel35]. Des auteurs ont développé récemment des modèles analytiques pour l'étude de la dynamique des plasmas soumis à des champs transversaux [Abda17, Abdb17]. Cependant, vu la complexité et la non-linéarité des équations couplées mises en jeu, ces modèles sont faits avec des hypothèses approximatives sur le rayonnement et les propriétés du plasma. D'un autre côté, avec l'augmentation de la puissance de calcul des ordinateurs des modélisations tridimensionnelles ont été développées qui simulent le mouvement de l'arc entre deux rails en fonction du temps [Kar98] en se basant sur un système d'équations type magnétohydrodynamique (MHD).

Par conséquent, l'objectif de ce travail est d'évaluer tout d'abord par une approche expérimentale, à l'aide d'un banc d'essai conçu spécifiquement, l'effet de plusieurs paramètres responsables du mouvement de l'arc, en particulier l'effet du champ magnétique externe. Les résultats obtenus serviront à valider la deuxième approche pour étudier le problème, à savoir le développement d'un système d'équations type MHD permettant la modélisation du plasma d'arc au sein d'une chambre de coupure en prenant en compte l'ouverture des contacts mobiles.

Cette étude permettra d'améliorer la compréhension de la gestion de l'arc pour le bon fonctionnement des appareils de coupure. A long terme, ceci va aider l'entreprise à améliorer la géométrie de la chambre de coupure et le mécanisme d'ouverture des contacts. Ce faisant l'entreprise a aussi pour but de réduire le temps et le coût des essais de mise au point des briques de coupure.

Dans le premier chapitre, les différents appareils de coupure utilisés dans l'industrie sont présentés avec leurs fonctions. Ensuite, l'appareil de coupure qui fait l'objet de cette étude, l'interrupteur PV2 est décrit. Enfin, la problématique de coupure de courant DC dans ces appareils est présentée avec les différentes techniques de coupure utilisées. Dans ce travail, nous allons nous concentrer sur le soufflage magnétique de l'arc électrique réalisé par un aimant permanent intégré dans la chambre de coupure de l'interrupteur.

Le chapitre 2 est dédié à la présentation du banc d'essai qui est conçu pour caler les résultats de la modélisation d'une part et, d'autre part, évaluer l'influence de certains paramètres qui affectent le comportement de l'arc électrique au sein des chambres de coupure tels que l'intensité du courant, la vitesse d'ouverture des contacts et spécifiquement l'intensité du champ magnétique externe. Pour cela, une bobine de Helmholtz a été dimensionnée et réalisée pour générer un champ magnétique arrivant à 0,2 T. L'étude porte sur l'analyse de l'influence de ces paramètres sur les temps caractéristiques de coupure d'arc tels que le temps d'immobilité, le temps de commutation sur les rails et la durée d'arc.

La partie modélisation et simulation numérique est présentée dans les chapitres 3 et 4. Dans le chapitre 3, on donne les théories et les connaissances de base qui définissent l'environnement de l'arc électrique. On décrit les principes et les conditions d'application de la MHD ainsi que les caractéristiques d'un plasma d'air sous la pression atmosphérique. Ce chapitre introduit les briques de construction des modèles qui simulent l'arc électrique et qui sont présentées dans le chapitre 4.

Dans le chapitre 4, on présente les modèles MHD qui simulent le mouvement du plasma d'arc en fonction du temps. Vu la complexité des mécanismes physiques à étudier au cours de la coupure, la dépendance temporelle et la géométrie tridimensionnelle, nous commençons les études par des cas test avec des géométries simplifiées : modèle simulant un arc entre deux rails. Ce modèle sert à valider le système d'équations mis en œuvre et à mettre en évidence les paramètres qui affectent significativement le déplacement de l'arc. Dans une deuxième étape, nous proposons des modèles qui étudient l'ouverture des contacts avec des géométries simples mais qui illustrent l'évolution de l'arc électrique dans une chambre de coupure similaire à celle du banc d'essai afin de confronter enfin les résultats numériques avec les résultats expérimentaux.

Chapitre 1. Généralités sur la coupure en courant continu

De nos jours sur les réseaux de distribution AC, les fonctions de coupure et de protection se sont généralement concentrées sur une technologie d'appareillage employant l'arc électrique pour tout réaliser : il s'agit des disjoncteurs [IEC2]. Par contre, l'introduction de plus en plus importante de la composante de courant continu dans les réseaux électriques ajoute des nouvelles contraintes dans les techniques de coupure. Les courts-circuits des réseaux DC sont souvent plus sévères que ceux que l'on trouve en AC : constante de temps très faible, décharge capacitive quasi-instantanée, ce qui se traduit par une montée du courant de court-circuit très importante. De plus, le courant ne passe pas naturellement par une valeur nulle en continu, ce qui se traduit par des conditions de coupure plus sévères.

Dans ce cas, interrompre le courant continu sous ces conditions sévères est impossible à obtenir avec une technologie électromécanique. Le mouvement électromécanique est trop lent pour répondre à la constante de temps DC attendue pour atteindre les exigences de protection DC requises par ces réseaux.

Pour ce type de marché, les fusibles permettent de protéger les réseaux DC de manière optimale en raison de leur fort pouvoir de limitation et au temps de réaction très court qui peut atteindre typiquement une centaine de microsecondes. Le fusible doit alors être accompagné d'un interrupteur qui permet d'interrompre le courant en régime normal ou de surcharge, et d'établir le courant en régime normal de surcharge et de court-circuit.

Les entreprises anticipent les besoins futurs du marché pour des appareils de coupure DC et mènent des travaux de recherche pour développer des techniques de coupure qui peuvent être adaptées aux nouvelles contraintes exigées par le courant continu. Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre de la coupure du courant continu dans les interrupteurs DC basse tension.

Dans ce premier chapitre, nous présentons premièrement des domaines qui utilisent le courant continu, deuxièmement nous décrivons des appareils de coupure et de protection basse tension présents sur le marché et leurs caractéristiques. Ensuite, nous présentons les caractéristiques importantes des interrupteurs PV BT employés dans les installations photovoltaïques. Finalement, nous abordons la problématique générale de la coupure en courant continu avec une présentation de l'interrupteur industriel PV2 qui fait l'objet de cette thèse.

1.1. Le courant continu de plus en plus demandé

Dans les premières années après l'introduction de la distribution d'électricité aux États-Unis, le courant continu d'Edison était la norme [Mcn06]. Le courant continu était bien adapté à la consommation électrique de l'époque et aux moteurs. Les systèmes à courant continu pouvaient être directement reliés à des batteries d'accumulateurs qui régulaient la puissance demandée au circuit et fournissaient une réserve d'énergie lorsque les génératrices étaient arrêtées. Après, Tesla développa un système pour la production, le transport et l'utilisation du courant alternatif en se basant sur ses travaux notamment les champs magnétiques rotatifs. L'avantage du courant alternatif pour le transport de l'énergie sur une grande distance vient de la facilité d'en modifier la tension au moyen

d'un transformateur. Convertir la tension continue requérait à l'époque d'utiliser de grosses machines électriques rotatives, ce qui était difficile, coûteux, et exigeant en maintenance. Au contraire, en courant alternatif, la tension peut être convertie avec des transformateurs simples et efficaces sans pièces en mouvement et demandant très peu de maintenance. Par conséquent, le courant alternatif supplanta le courant continu pour la production et le transport de l'électricité.

Aujourd'hui, des technologies récentes de production d'énergie ou de stockage électrique utilisent le courant continu au niveau BT. De plus, les avancées technologiques ces 20 dernières années dans le domaine de la conversion d'énergie par les semi-conducteurs permettent de plus facilement convertir ou adapter l'énergie continue au gré des besoins.

Nous présentons dans ce qui suit trois domaines importants qui mettent en œuvre le courant continu à l'échelle industrielle.

1.1.1. Batterie de stockage

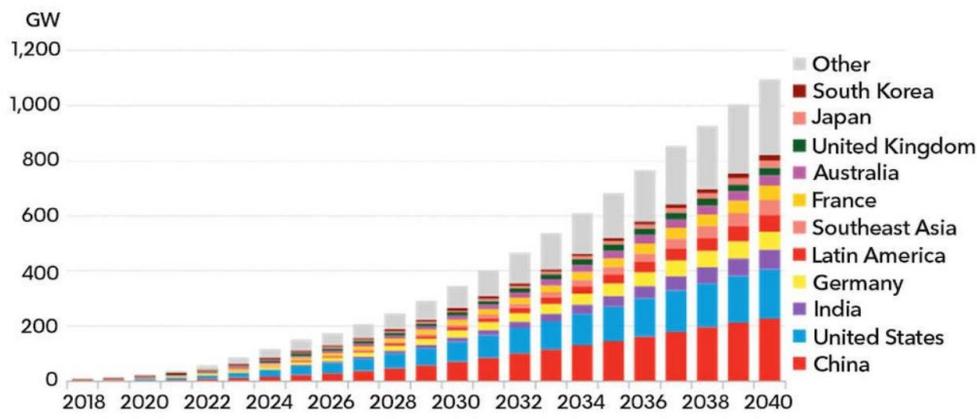
La production d'énergie renouvelable souvent intermittente à laquelle le monde a recours de nos jours est associée évidemment à un besoin de stockage d'énergie. Du coup, les batteries de stockage d'énergie voient leur croissance augmenter d'année en année. Elles sont de toutes les formes et de toutes les tailles, des plus petites aux méga batteries ayant la taille de conteneurs (figure 1.1), et elles ont plusieurs utilisations potentielles.



Fig.1.1. Vue d'un conteneur Socomec utilisé pour le stockage d'énergie.

Pour les opérateurs de réseau, les batteries sont associées aux énergies renouvelables pour lisser la production éolienne et solaire et stabiliser la différence entre l'énergie produite et l'énergie consommée. Elles sont nécessaires pour assurer la stabilité du réseau électrique à mesure que la dépendance à l'énergie renouvelable augmente.

La BNEF (Bloomberg New Energy Finance) [Cle19] prévoit une multiplication par 122 de la capacité de stockage d'énergie connectée au réseau dans le monde, passant de 9 GW (marqueur actuel) dans le monde à 1095 GW d'ici 2040 (figure 1.2).



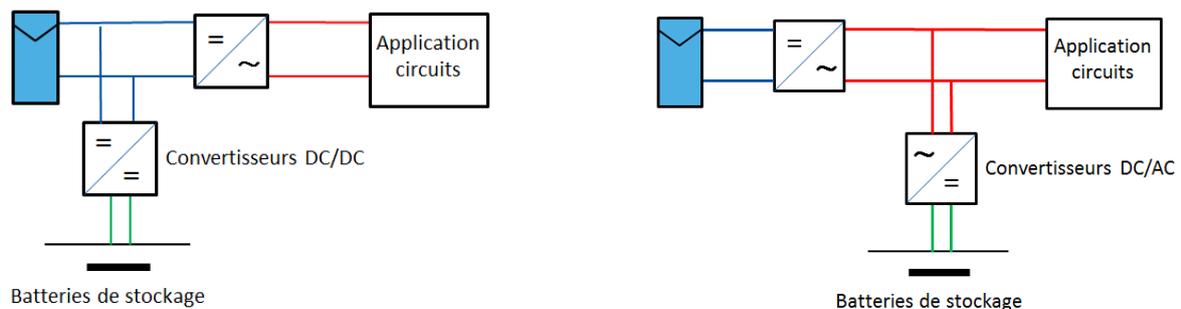
Source: BloombergNEF

Fig.1.2. Energie cumulative des installations des batteries de stockage [Cle19].

Parmi les exemples notables des installations de stockage d'énergie pour les réseaux, on peut citer le Royaume-Uni, qui a augmenté sa capacité de 60% en 2017 pour atteindre 100 MW avec un parc de batteries à West Burton B de 49 MW [EDF20]. Il y a une installation de stockage d'énergie de 30 MW à Escondido en Californie qui devrait être capable de stocker jusqu'à 120 MW, l'équivalent énergétique de 20 000 clients pour 4 heures.

Le stockage de l'énergie électrique par batterie s'est de nos jours très répandu. Cette technologie est devenue une réalité industrielle par l'emploi de batteries Lithium-Ion. Le coût de couplage des batteries avec l'énergie photovoltaïque a baissé énormément en 2018 [Cle19]. Cette chute en prix a conduit Wood Mackenzie à prévoir que ce mix batterie-solaire pourrait remplacer plus de 6400 MW de capacité maximale d'énergie produite par les centrales à gaz naturel aux États-Unis d'ici 2027 [Cle19]. En plus, cette technique permet un mode de stockage décentralisé ce qui assure un mode de diffusion dans le réseau et implique une minimisation des pertes de transport.

En outre, les batteries de stockage associées aux panneaux solaires stockent et produisent de l'énergie en courant continu. On trouve deux types de système de couplage entre les panneaux et les batteries de stockage : les systèmes en DC et les systèmes en AC. La principale différence est qu'une batterie DC utilise le même onduleur solaire pour convertir son alimentation DC stockée en courant alternatif (figure 1.3), tandis qu'une batterie AC possède son propre onduleur intégré permettant à la batterie de convertir directement son alimentation DC stockée en courant alternatif.



(a) : couplage DC

(b) : couplage AC

Fig.1.3. Schéma d'une installation typique photovoltaïque et batteries de stockage avec (a) : couplage DC ; (b) : couplage AC.

L'une des autres utilisations importantes des batteries de stockage d'énergie est la gestion de la demande de charge. Les grands clients achètent de l'électricité lorsque celle-ci se vend à des prix moins chers et la stockent pour l'utiliser lorsque le prix de l'électricité augmente. Par exemple, dans la région ensoleillée du sud-ouest des États-Unis, plusieurs appels d'offres pour le stockage solaire ont été inférieurs à 30 \$ par mégawatt-heure en 2018. Les prix autonomes du stockage de batterie installé - sur la base d'un système de 20 mégawatt-heures avec 4 heures de stockage - ont chuté de 40% par rapport à 2017 et devraient continuer à baisser. La BNEF prévoit une nouvelle réduction de 52% d'ici 2030 [Cle19].

1.1.2. Centres de données

La consommation de données à travers le monde augmente de manière exponentielle et entraîne une croissance massive du nombre de centres de données et de leur consommation d'énergie. Les centres de données consomment environ 3% de la production mondiale d'électricité et représentent environ 2% des émissions totales de gaz à effet de serre. Selon des études de l'industrie, la consommation s'est élevée à 416,2 TWh d'électricité pour l'année 2015 [Scm20].

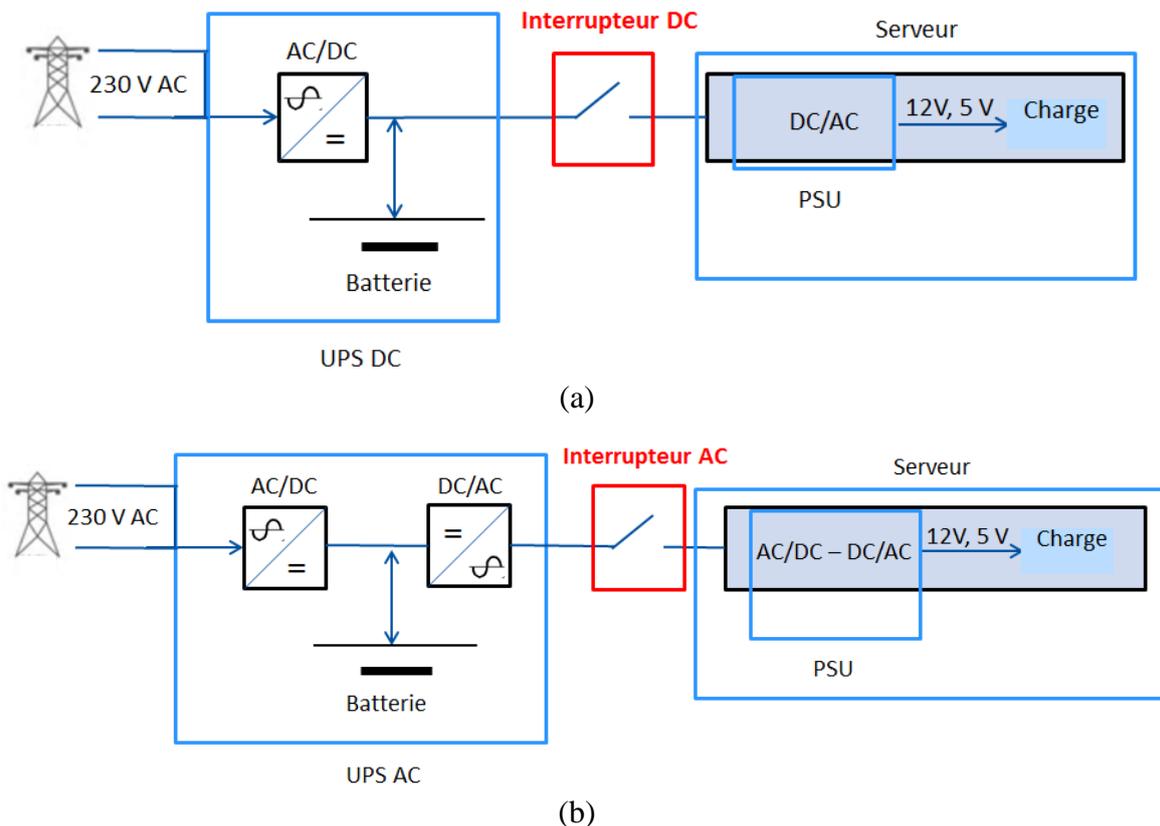


Fig.1.4. Différence entre un schéma d'un système d'alimentation électrique d'un centre de données avec (a) : UPS DC ; (b) : UPS AC. (La haute tension est transformée en basse tension afin de pouvoir être utilisée dans le serveur).

De nombreux centres de données investissent alors dans de nouvelles technologies et solutions innovantes pour optimiser leur consommation électrique, augmenter la capacité de stockage de données par rack, et diminuer la densité de puissance et de refroidissement de l'infrastructure du bâtiment. Cela a ravivé pour certains cas l'intérêt de choisir des installations DC compte tenu des tendances actuelles du marché. Traditionnellement, les centres de données transforment la tension

alternative en tension continue pour qu'ils puissent la stocker afin de réaliser la fonction "Alimentation sans interruption" (UPS - Uninterruptible Power Supply). Le problème est que lors de chaque conversion AC/DC et de retour DC/AC, de l'énergie disparaît sous forme de perte de chaleur. La figure 1.4 montre les composantes qui pourraient potentiellement être supprimés si on utilise une installation DC (figure 1.4 (a)) au lieu d'une installation AC (figure 1.4 (b)).

Par contre, dans le choix entre les installations AC et les installations DC l'efficacité des équipements utilisés dans les centres de données alimentés et les économies réalisées grâce aux commutations en alimentations DC doivent être comparées aux coûts réels des topologies d'alimentation en AC ou en DC. Des efforts sont en cours pour normaliser l'alimentation en DC et, même s'ils n'ont pas tous abouti jusqu'à présent, nous pourrions assister à un passage progressif de l'AC au DC. Les compétences et les connaissances en matière de technologie à courant continu devront également être développées si cette dernière devait devenir la norme. Les systèmes à courant continu ont encore une certaine perte de chaleur et nécessitent des systèmes de climatisation, de protection incendie, de contrôle des bâtiments et de contrôle d'accès.

Des études telles que [Bij18] montrent la fiabilité des systèmes d'onduleurs pour un 3 scénarios différents : l'onduleur modulaire DC, l'onduleur modulaire AC et l'onduleur monolithique AC. Le résultat indique que l'utilisation des systèmes d'onduleurs AC et DC modulaires a une fiabilité nettement supérieure à celle des équipements AC monolithiques, quelle que soit la topologie. L'onduleur monolithique se compose d'un système qui contient un seul redresseur, onduleur et commutateur statique (figure 1.5).

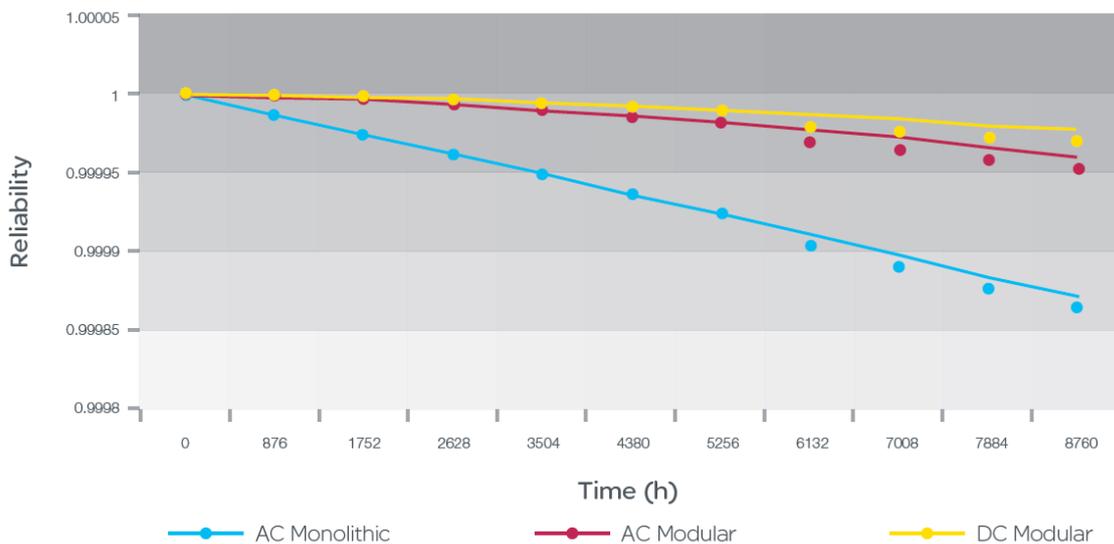


Fig.1.5. La fiabilité d'une topologie selon 3 différentes composantes ; UPS AC modulaire, UPS AC monolithique et UPS DC modulaire [Jon13].

Un onduleur modulaire se compose de plusieurs modules individuels qui contiennent le redresseur, l'onduleur et le commutateur statique, et chaque module fonctionne indépendamment les uns des autres.

Le principal obstacle consistera à faire prendre conscience aux utilisateurs que l'utilisation de la technologie DC dans les centres de données pourrait avoir d'énormes avantages. Une fois que la

perception commencera à changer, les utilisateurs seront plus susceptibles de passer aux centres de données DC et d'adopter de nouvelles normes pour rendre les centres de données plus économiques et plus respectueux de l'environnement.

1.1.3. Installation photovoltaïque

Les énergies renouvelables prennent une place de plus en plus importante dans le marché vu que l'énergie produite par ces centrales est une énergie non nuisible à l'environnement. Quatre grandes sources renouvelables sont actuellement considérées : l'hydraulique, la bioénergie, le photovoltaïque et l'éolien.

Un exemple sur la répartition de la consommation de l'énergie renouvelable en France 2019 est donnée figure 1.6.

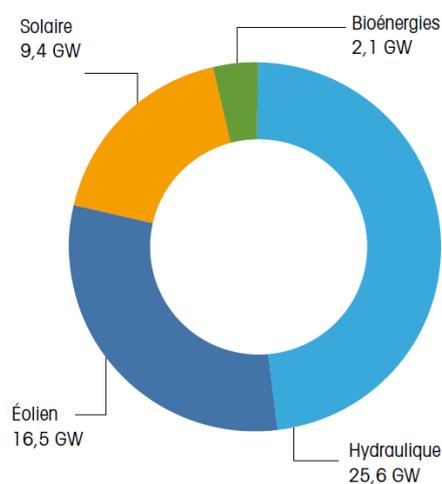
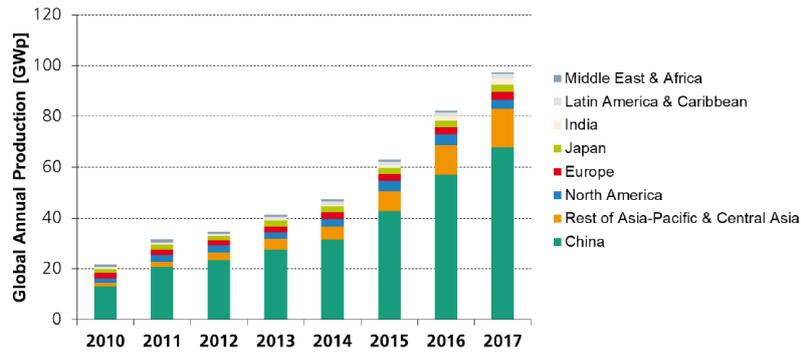


Fig. 1.6. Couverture de la consommation de l'énergie renouvelable en France 2019 [Rte19].

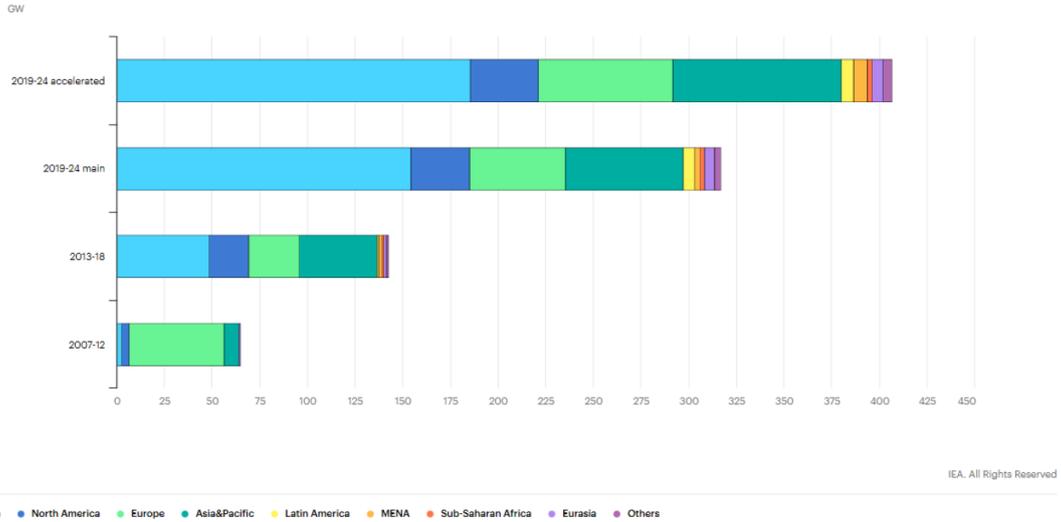
L'hydraulique et la bioénergie peuvent être gérés quasiment de façon continue, *i.e.* sans interruption. Ces sources sont donc intéressantes de ce point de vue.

En revanche, les centrales d'énergie solaire photovoltaïque et les éoliennes sont des sources discontinues devant faire appel à un « back-up » par une source d'énergie alternative ou un mode de stockage (paragraphe 1.1.1). Mais ces sources ont un fort potentiel de diffusivité surtout le photovoltaïque. Une augmentation de 80 GWp de production d'énergie photovoltaïque annuelle est observée entre 2010 et 2017 (figure 1.7).

Les premières perspectives pour l'énergie solaire du marché européen « SolarPower Europe » [EU19] montrent que l'année 2019 est l'année de croissance la plus forte en production PV dans l'Union Européenne depuis 2010 (figure 1.8) avec 16,7 GW d'installations ajoutées dans la région, ce qui représente une augmentation de 104 % par rapport aux 8,2 GW ajoutés en 2018. Cette croissance est due aux nouvelles capacités installées pour l'énergie solaire qui a gagné sur toute autre technologie de production d'électricité en 2019.

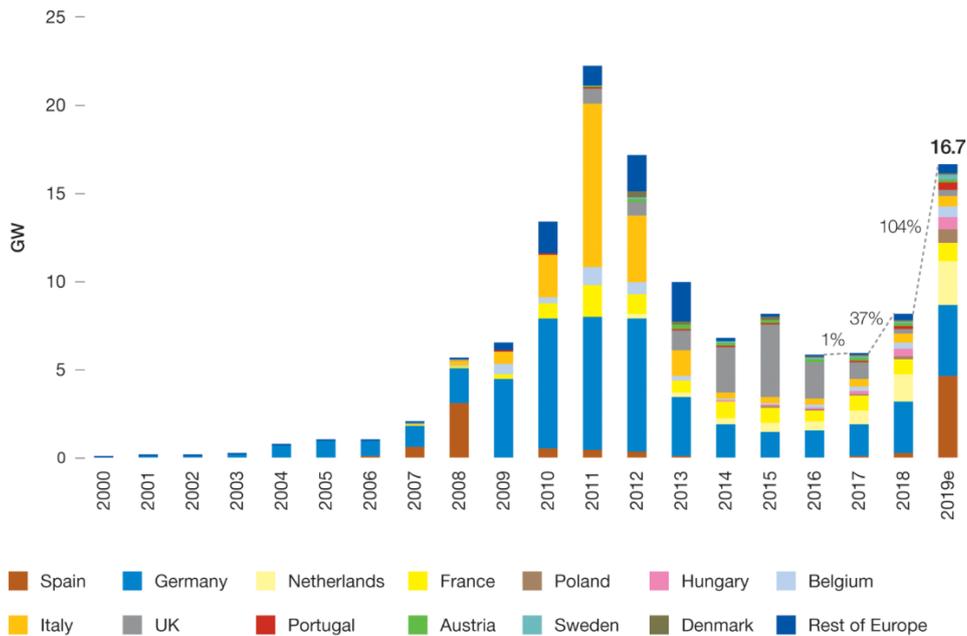


(a)



(b)

Fig.1.7. Evolution de la production annuelle de puissance PV dans le monde (a) : entre les années 2010 et 2017 [Ise20] ; (b) : une prédiction de l'évolution de la puissance PV pour les années 2019-2024 [Iea19].



EU-28 annual solar PV installed capacity 2000-2019 © SolarPower Europe 2019

Fig.1.8. Décomposition de la capacité photovoltaïque annuelle installée dans l'Union Européenne 2000-2019 [EU19].

Le fonctionnement des cellules photovoltaïques est basé sur l'effet photoélectrique. Ces cellules sont composées de semi-conducteurs qui absorbent l'énergie solaire, ce qui fait exciter les électrons dans le matériau. Ces électrons sont transportés d'une façon directe dans le matériau ce qui crée un courant continu. Étant donné que le système solaire produit de l'énergie en courant continu (DC), mais que presque tous les récepteurs fonctionnent en courant alternatif (AC), un convertisseur solaire adapté aux appareils est nécessaire pour convertir le courant continu en courant alternatif. Les onduleurs solaires sont inclus dans chaque système solaire. Il est donc indispensable pour cette technique de mettre des appareils de coupure de courant continu avant que le courant passe par l'onduleur pour le protéger d'une part, et pour pouvoir isoler le circuit en cas de dysfonctionnement ou de maintenance d'autre part.

Pour toutes ces raisons, le développement des techniques et des appareils de coupure en courant continu devient un sujet abordé par des nombreuses entreprises d'appareillages de coupure et une nécessité pour répondre aux besoins du marché dans l'avenir. Ce travail de thèse rentre dans ce cadre car il a pour but d'étudier les chambres de coupure intégrées dans les appareils de coupure DC, et spécifiquement celles qui utilisent les techniques de soufflage magnétique.

1.2. Les appareillages de coupure et de protection DC

Le réseau de distribution électrique en courant continu reste un réseau électrique avec tous les niveaux de protection que cela implique. Les appareillages des réseaux de distribution intègrent typiquement les fonctions principales suivantes [IEC1] :

- établir et interrompre le courant par l'action d'un opérateur ;
- protéger l'installation contre les chocs électriques, les surcharges, les surintensités ($I > I_n$) et les court-circuits ($I \gg I_n$) ;
- sectionner et consigner en cas de maintenance en assurant la mise hors tension de tout ou partie d'une installation.

Dans la suite nous présentons comment ces fonctions se déclinent typiquement dans une installation DC, à savoir à l'aide d'un interrupteur sectionneur et d'un fusible qui seront décrits d'une manière générale pour passer enfin à la description détaillée d'un interrupteur PV2 qui fait l'objet de ce travail.

1.2.1. Le sectionneur

Le sectionneur est un appareil mécanique de connexion qui satisfait en position d'ouverture aux exigences spécifiées pour la fonction de sectionnement [IEC1]. Le but du sectionneur est de séparer et d'isoler un circuit ou un appareil du reste de l'installation électrique. Ceci sert à garantir la sécurité des personnes ayant à intervenir sur l'installation électrique pour un entretien ou une réparation.

Dans la pratique, afin d'assurer une continuité de service optimale, on installe généralement un dispositif de sectionnement à l'origine de chaque circuit. Le sectionneur est aussi capable de supporter des courants pendant une durée spécifiée dans des conditions anormales telles que celles du court-circuit. Il ne possède pas de dispositif de soufflage de l'arc électrique. Le pouvoir de coupure est nul.

La figure 1.9 représente un sectionneur pour un courant de 8000A et une tension de 3000 V.



Fig.1.9. Sectionneur utilisé pour la sécurité des métros [Len17].

Le sectionneur doit respecter les distances minimums d'ouverture des contacts imposées par la norme, *i.e.* que les distances entre les contacts fixes et les contacts mobiles doivent être supérieures à celles précisées par la norme pour satisfaire aux prescriptions de sécurité. L'intervalle entre partie fixe et partie séparée doit être tel que le réamorçage soit impossible. Par exemple, pour une installation de catégorie de surtension IV et un réseau 400/690 V, la tension assignée de tenue aux chocs doit être 8 kV et les distances d'isolement doivent être de 8 mm minimum [IEC1]. En plus, le mécanisme de débrogage doit être à coupure apparente, *i.e.* un index mécanique sur la face du produit reflète de manière indéfectible la position des contacts de l'appareil. Cet index doit comporter de manière claire et lisible les indications on/off [IEC3].

1.2.2. L'interrupteur

L'interrupteur est un appareil mécanique de connexion capable d'établir, de supporter et d'interrompre des courants dans les conditions normales de fonctionnement, y compris éventuellement les conditions spécifiées de surcharge en service. Il doit aussi être capable de supporter pendant une durée spécifiée des courants dans des conditions anormales spécifiées du circuit telles que celles du court-circuit. Un interrupteur peut être capable d'établir des courants de court-circuit mais n'est pas capable de les couper [IEC3].

L'interrupteur n'est pas conçu pour assurer la protection des circuits qu'il commande. C'est pour cela qu'il est souvent associé à un Dispositif de Protection au Court-Circuit (DPCC) tel que le fusible (voir paragraphe 1.2.3). Le fusible gère l'aspect protection des surcharges et du court-circuit par un confinement maximum de l'arc de coupure. Son fort pouvoir de limitation est très intéressant pour limiter les effets destructeurs sur les installations électriques. L'avantage de ce type d'association est la dissociation des fonctions de protection et d'interruption pour une meilleure optimisation de leur mise en œuvre.

Un sectionneur - interrupteur est un interrupteur qui dans sa position d'ouverture satisfait aux conditions d'isolement spécifiques à un sectionneur (voir paragraphe 1.2.1).

La figure 1.10 présente un interrupteur - sectionneur PV pour les installations photovoltaïques, de courant assigné 400 A et une tension assignée de 1500 VDC.



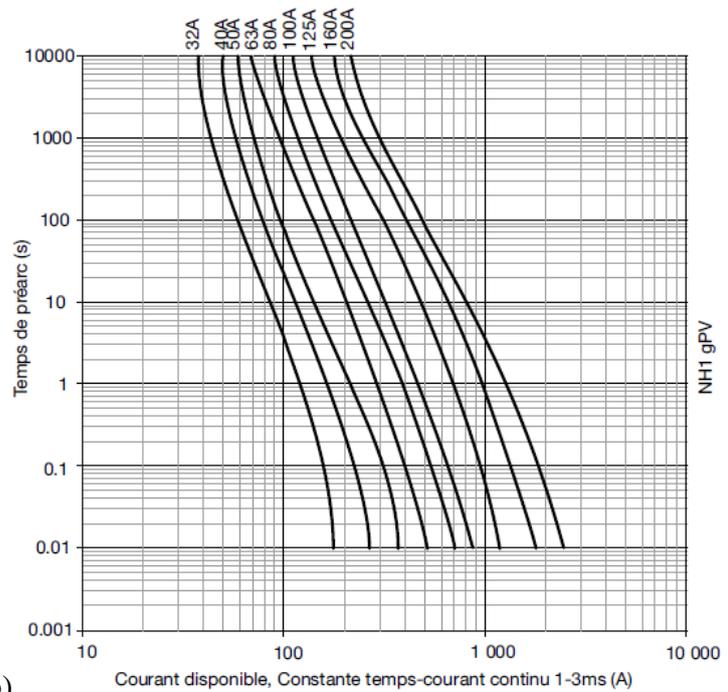
Fig.1.10. Interrupteur sectionneur Socomec (Inosys) PV [Insys].

1.2.3. 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.



a)



b)

Fig.1.11. a) Fusible Socomec gPV (125 A/ 1000 VDC) ; b) caractéristiques de fonctionnement temps/courant pour les fusibles gPV NH1 à couteaux [FPV].

Il s'agit d'un élément 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.

Cette solution est utilisée pour tous les domaines de tension. Le fusible ne coupe le circuit que lorsqu'il est traversé par un fort courant (surcharge ou court-circuit) et cette ouverture n'est pas commandable. Le fusible est à usage unique et il doit être remplacé après chaque coupure.

La figure 1.11 présente un fusible PV, spécifique pour les installations photovoltaïques, pour un courant assigné de 125 A à une tension assignée de 1000 VDC avec les caractéristiques de fonctionnement temps/courant.

1.3. L'interrupteur PV

Un groupe PV est défini comme un ensemble mécanique et électrique intégré dans les chaînes avec d'autres composants pour constituer une unité de production d'énergie électrique en courant continu. L'élément essentiel de ce groupe est la cellule PV fondamentale qui génère de l'électricité lorsqu'elle est soumise à la lumière tel qu'un rayonnement solaire.

La figure 1.12 montre un schéma type d'un groupe PV traité dans le guide IEC 60364-7-712 [IEC12]. Les principaux composants constituant l'installation photovoltaïque présentée figure 1.11 sont :

- boîtes de jonction : enveloppe dans laquelle toutes les chaînes PV d'un groupe PV sont reliées électriquement et où peuvent être placés les dispositifs de protection éventuels ;
- câbles de chaînes PV et câbles de groupe PV, DC et AC (tenant et aboutissant avec repérage des polarités pour les câbles DC) ;
- onduleurs : dispositifs de conversion des grandeurs électriques continues en grandeurs électriques alternatives ;
- dispositifs de protection et sectionnement (interrupteur-sectionneur DC de groupe PV) ;
- dispositifs de protection contre les surintensités.

L'intégration des interrupteurs-sectionneurs DC dans les installations photovoltaïques PV est obligatoire pour couper les alimentations électriques en cas d'apparition d'un danger inattendu.

Les interrupteurs PV sont des interrupteurs généralement mécaniques, utilisés pour interrompre le courant et déconnecter le circuit électrique de l'installation photovoltaïque selon des normes précisées dans 60947-3 [IEC3].

La fonction de sectionnement associée à ces interrupteurs permet la maintenance des onduleurs PV à proximité, tant du côté continu que du côté alternatif.

Chaque alimentation d'onduleur doit pouvoir être coupée. Dans le cas d'onduleurs à entrées multiples, il est admis d'assurer la coupure d'urgence par des dispositifs à commande séparée.

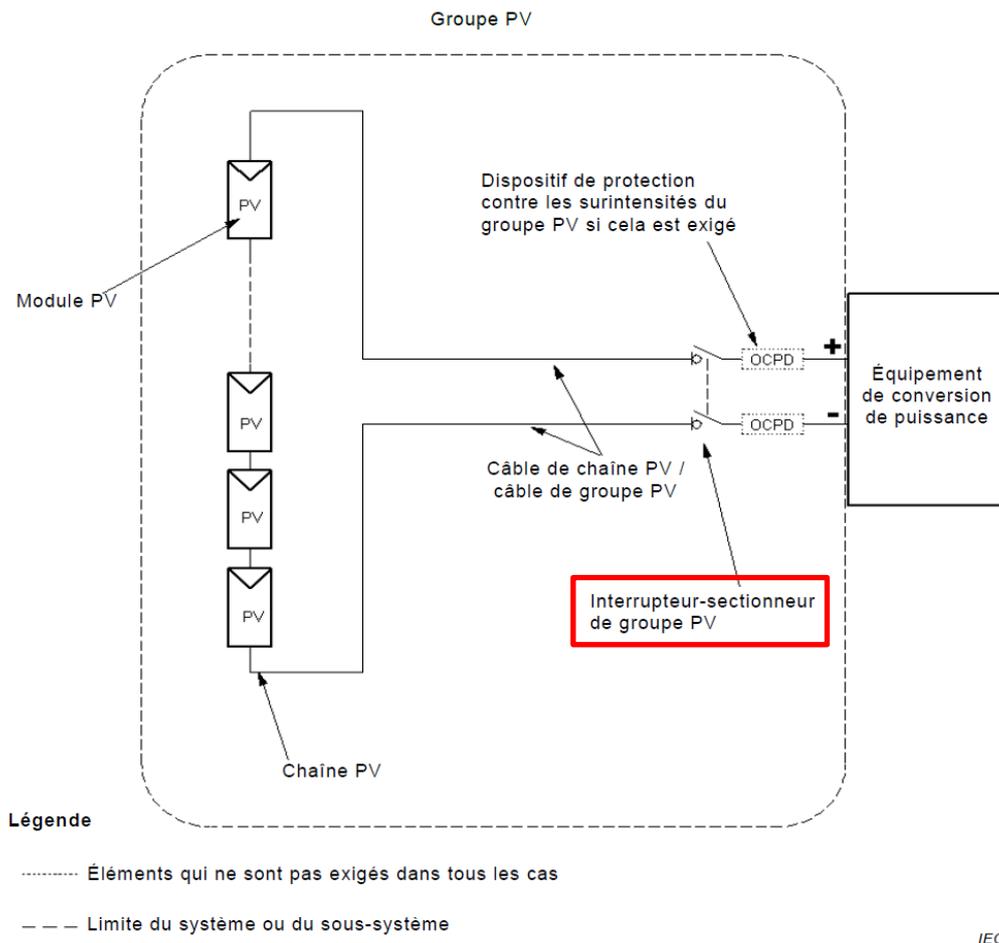


Fig 1.12. Schéma type d'un groupe PV- cas d'une chaîne unique [IEC12].

1.3.1. Caractéristiques électriques générales des interrupteurs

En général les interrupteurs sont caractérisés par les grandeurs suivantes selon les normes 60947 [IEC1] et [IEC3].

- Tension assignée (U_n) : valeur nominale maximale de la tension, déclarée par le fabricant, à laquelle le ou les principaux circuits de l'ensemble sont conçus pour être connectés. Dans les circuits triphasés, il s'agit de la tension entre les phases.
- Tension assignée d'emploi (U_e) : il s'agit de la tension assignée d'un circuit d'un ensemble qui, combinée avec le courant assigné de ce circuit, détermine son application. Dans un ensemble, il y a généralement un circuit principal avec sa propre tension assignée et un ou plusieurs circuits auxiliaires avec leurs propres tensions assignées. Le fabricant d'ensemble doit définir les limites de tension nécessaires au bon fonctionnement des circuits à l'intérieur de l'ensemble.
- Tension assignée d'isolement (U_i) : il s'agit de la valeur de tension d'un circuit d'un ensemble à laquelle les tensions d'essai (tension de tenue à fréquence industrielle) et les lignes de fuite font référence. La tension assignée U_n de chaque circuit ne doit pas dépasser sa tension assignée d'isolement U_i .

- Tension assignée de tenue aux chocs (U_{imp}) : il s'agit de la valeur maximale d'une tension de tenue aux chocs à laquelle le circuit d'un ensemble est capable de résister dans des conditions spécifiées et à laquelle les valeurs d'isolement font référence. Elle doit être égale ou supérieure aux valeurs des surtensions transitoires se produisant dans le système dans lequel l'ensemble est inséré.
- Courant assigné de courte durée (I_{cw}) : il s'agit de la valeur efficace du courant pour l'essai de court-circuit pendant 1 s ; cette valeur, déclarée par le fabricant, n'implique pas l'ouverture du dispositif de protection et correspond à la valeur que l'ensemble peut supporter sans dommage dans les conditions spécifiées, définies en termes de courant et de temps. Différentes valeurs I_{cw} peuvent être assignées à un ensemble pour différentes durées.
- Pouvoir assigné de fermeture en court-circuit (I_{cm}) : le pouvoir assigné de fermeture en court-circuit d'un matériel est la valeur de pouvoir de fermeture en court-circuit assignée à ce matériel par le constructeur pour la tension assignée d'emploi et constante de temps spécifiée en courant continu.
- Courant assigné de court-circuit conditionnel (I_q) : le courant assigné de court-circuit conditionnel d'un matériel est la valeur de courant présumé, fixée par le constructeur, que ce matériel, protégé par un dispositif de protection contre les courts-circuits spécifié par le constructeur, peut supporter de façon satisfaisante pendant la durée de fonctionnement de ce dispositif dans les conditions d'essais spécifiées dans la norme de matériel correspondante.
- Courant critique (I_{crit}) : valeur de courant coupé, dans la plage des conditions de service, à laquelle la durée d'arc est notablement étendue. Ce phénomène, essentiel dans les applications PV, est dû au champ magnétique de faible intensité provenant du courant d'arc, qui crée un arc en déplacement lent. Les circuits principaux d'un matériel doivent être capables d'établir et de couper son courant critique de charge.
- Séquences d'essais : concernant la vérification du fonctionnement en service d'un matériel. Les essais sont destinés à vérifier que ce matériel est à même d'établir et de couper sans défaillance tout courant inférieur au courant assigné, y compris le courant critique de charge. La norme de matériel correspondante doit spécifier, s'il y a lieu, les séquences d'essais auxquelles est soumis le matériel. La conformité doit être vérifiée par inspection et par la réalisation des séquences d'essais.
- Degré de pollution : nombre conventionnel, basé sur la quantité de poussières conductrices ou hygroscopiques, de gaz ionisés ou de sels, et sur l'humidité relative. Sa fréquence d'apparition se traduit par l'absorption ou la condensation d'humidité ayant pour effet la diminution de la rigidité diélectrique et/ou la résistivité superficielle. Normalement le degré de pollution sépare les produits en 6 catégories [IEC3].
 - A. Environnement contrôlé sujet à la température et à l'humidité $-5\text{ °C}/ +55\text{ °C}$.
 - B. Environnement sujet à la température et à l'humidité $-25\text{ °C}/ +70\text{ °C}$.
 - C. Environnement sujet à la température, à l'humidité et au brouillard salin $-25\text{ °C}/ +70\text{ °C}$.
 - D. Environnement sujet à la température, à l'humidité et aux vibrations $-25\text{ °C}/ +70\text{ °C}$.
 - E. Environnement sujet à la température, à l'humidité, aux vibrations et aux chocs $-25\text{ °C}/ +70\text{ °C}$.

F. Environnement sujet à la température, à l'humidité, aux vibrations, aux chocs et au brouillard salin $-25\text{ °C}/+70\text{ °C}$.

1.3.2. Spécificités pour les applications PV

Les interrupteurs photovoltaïques PV sont des interrupteurs de courant continu utilisés pour interrompre le courant et déconnecter le circuit électrique de l'installation photovoltaïque. Ce type d'interrupteurs est caractérisé par le fait que leurs bornes d'alimentation et de charge peuvent être inversées.

L'indépendance du sens de câblage est l'un des points qui distinguent les interrupteurs PV des autres interrupteurs de courant continu, afin qu'aucune erreur de câblage ne puissent perturber le fonctionnel de l'interrupteur.

Les interrupteurs PV sont divisés en 3 catégories d'emploi :

- DC-PV0 : ouverture et fermeture d'un circuit PV pour effectuer un sectionnement lorsqu'aucun courant ne circule ;
- DC-PV1 : connexion et déconnexion d'une ou plusieurs chaînes PV lorsqu'aucun courant inverse ni aucune surintensité importante ne sont susceptibles d'apparaître ;
- DC-PV2 : connexion et déconnexion de circuits PV lorsque des surintensités importantes peuvent être présentes ou lorsque le courant peut circuler dans les deux sens (par exemple, si plusieurs chaînes sont connectées en parallèle et raccordées au même onduleur, ou dans le cas d'une ou plusieurs chaînes avec une batterie).

Ces catégories d'emploi sont distinctes selon leurs pouvoirs d'établissement et de coupure en fonction de la tension assignée d'emploi U_e , et du courant assigné d'emploi I_e . Les caractéristiques de chaque catégorie sont montrées dans le tableau 1.1.

Catégorie d'emploi	Etablissement et coupure			Nombre de cycles de manœuvres
	I/I_e	U/U_e	L/R (ms)	
DC-PV0	-	-	-	
DC-PV1	1,5	1,05	1	5
DC-PV2	4	1,05	1	5

Tab. 1.1. Caractéristiques des 3 catégories d'emploi des interrupteurs PV [IEC3].

Les interrupteurs PV, les interrupteurs-sectionneurs PV et les combinés-fusibles PV doivent être capables de couper tout courant de valeur égale ou inférieure à leurs pouvoirs d'établissement ou de coupure assignés [IEC3].

Les pouvoirs d'établissement et de coupure assignés sont indiqués en fonction de la tension assignée d'emploi, du courant assigné d'emploi et de la catégorie d'emploi PV, conformément au tableau 1.1.

Les interrupteurs PV doivent respecter les dispositions suivantes spécifiques aux installations photovoltaïques :

- la tension assignée d'emploi U_e doit être supérieure ou égale à la tension maximale U_{ocMAX} du générateur photovoltaïque ;
- le courant assigné I_n doit être au moins égal à $1,25 I_{scSTC}$ du circuit concerné à l'exception de celui des dispositifs de protections contre les surintensités ;
- la température de fonctionnement au lieu d'installation pouvant différer de la température spécifiée dans les normes des produits, l'utilisateur doit consulter la documentation du constructeur pour sélectionner les produits.

1.4. Principe et technologie de coupure en courant continu

Au centre des appareils de coupure se trouvent des électrodes initialement en contact dans lesquelles le courant passe. A l'instant où les électrodes se séparent, la quasi-totalité du courant passe par une surface de très faible dimension. La puissance dissipée dans ces surfaces conduit à une élévation de température suffisante pour provoquer la fusion du métal [Bau04]. Il se forme entre les deux contacts un pont fondu qui s'allonge au fur et à mesure de l'écartement des deux électrodes. Ce pont fondu est alors soumis à de fortes instabilités qui amènent sa rupture. Celle-ci prend l'aspect d'une explosion se traduisant par l'éjection de vapeurs métalliques et de fines gouttelettes qui se mélangent avec le gaz ambiant. Une décharge électrique à fort courant (> 20 A) se fait alors à travers le gaz ambiant entre les électrodes. La température du gaz augmente de manière significative due à de l'échauffement par effet Joule. Un arc électrique se forme alors quasi-instantanément à l'intérieur de l'appareil. Cet arc électrique se maintient si la tension d'alimentation est suffisante.

Pour couper le courant continu, il faut garantir que la tension d'arc soit plus grande que la tension d'alimentation (voir paragraphe 1.4.1). L'arc électrique est alors un élément de transition indispensable avant que le courant s'annule dans les chambres de coupure à courant continu.

Les arcs électriques sont créés avec une densité électronique élevée généralement de l'ordre de 10^{20} à 10^{24} A/m³ [Fau09]. L'arc se comporte comme un milieu conducteur avec une faible impédance. Les arcs électriques sont caractérisés par une chute de tension cathodique très faible. Par exemple, la chute de tension de la cathode dans une décharge luminescente est approximativement de l'ordre de 100 V ou plus, alors que la chute de tension cathodique dans le cas d'un arc électrique n'est que de 10 V à 15 V [Lis18]. Une telle chute de tension cathodique est la conséquence de différentes émissions des spots cathodiques qui seront détaillées dans le chapitre 3.

La température de la cathode est un point important dans la physique des décharges d'arc. Elle peut atteindre plusieurs centaines ou milliers de kelvin avec parfois la formation de points chauds, donc il est important que l'arc ne stagne pas trop longtemps entre les électrodes (typiquement quelques ms) dans les chambres de coupure afin de limiter l'érosion des matériaux en présence.

1.4.1. La coupure du courant continu dans un circuit type RL

La figure 1.13 donne une représentation simple d'un circuit RL contenant un générateur délivrant la tension U , une résistance R , une inductance L et un appareillage de coupure BT.

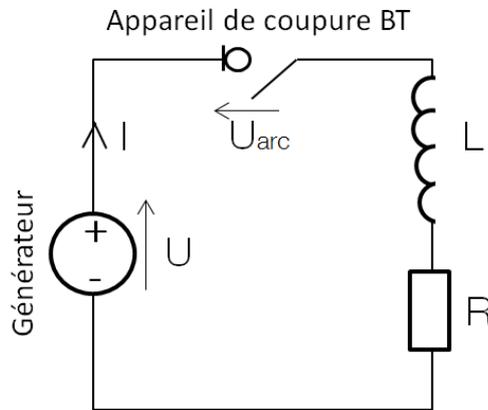


Fig. 1.13. Schéma d'un circuit typique RL avec un appareillage de coupure BT.

Avant l'ouverture des contacts, l'équation différentielle (1.1) régit le circuit d'après la loi des mailles

$$U = RI + L \frac{dI}{dt} \quad (1.1)$$

La solution générale, associée à la condition initiale $I(t = 0) = 0$, est donnée par

$$I = \frac{U}{R} (1 - e^{-t/\tau}) \quad (1.2)$$

avec $\tau = L/R$ la constante de temps du circuit.

Suivant les normes des appareillages de basse tension [IEC1], τ doit être de l'ordre d'une milliseconde. Pour $t \gg \tau$, on peut admettre que $I = U/R$.

Après l'ouverture des contacts, un arc électrique apparaît entre les contacts, générant la tension d'arc U_{arc} . D'après la loi des mailles, l'équation de la tension dans le circuit devient

$$U = RI + L \frac{dI}{dt} + U_{arc} \quad (1.3)$$

En conséquence, favoriser la coupure du courant consiste à faire décroître le courant I et donc forcer la dérivée du courant $\frac{dI}{dt}$ à être négative.

$$\frac{dI}{dt} = -\frac{R}{L} I + \left(\frac{U - U_{arc}}{L} \right) < 0 \quad (1.4)$$

Le principe de coupure consiste à augmenter la tension de l'arc U_{arc} afin qu'elle soit supérieure à la tension du générateur U , donc pour que la composante $\frac{dI}{dt}$ reste bien négative et ainsi garantir que I tend vers 0. Le courant ne tendra vers 0 que si U_{arc} devient supérieure à U , sinon le courant tendrait vers une valeur différente.

La figure 1.14 présente les caractéristiques électriques typiques simplifiées de la coupure pour un cas simple où la tension d'arc est prise comme une fonction échelon.

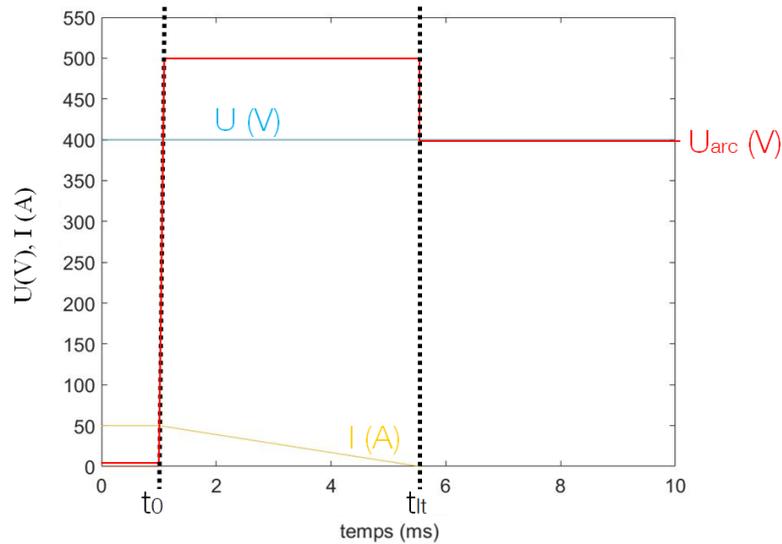


Fig 1.14. Schéma simplifié d'une coupure basse tension en DC avec t_0 : le temps correspondant à la création de l'arc ; t_{lt} : le temps correspondant à l'extinction de l'arc.

Pour ce cas typique simplifié, la variation du temps de coupure en fonction du rapport entre la tension d'arc U_{arc} et la tension du réseau U est présentée dans la figure 1.15.

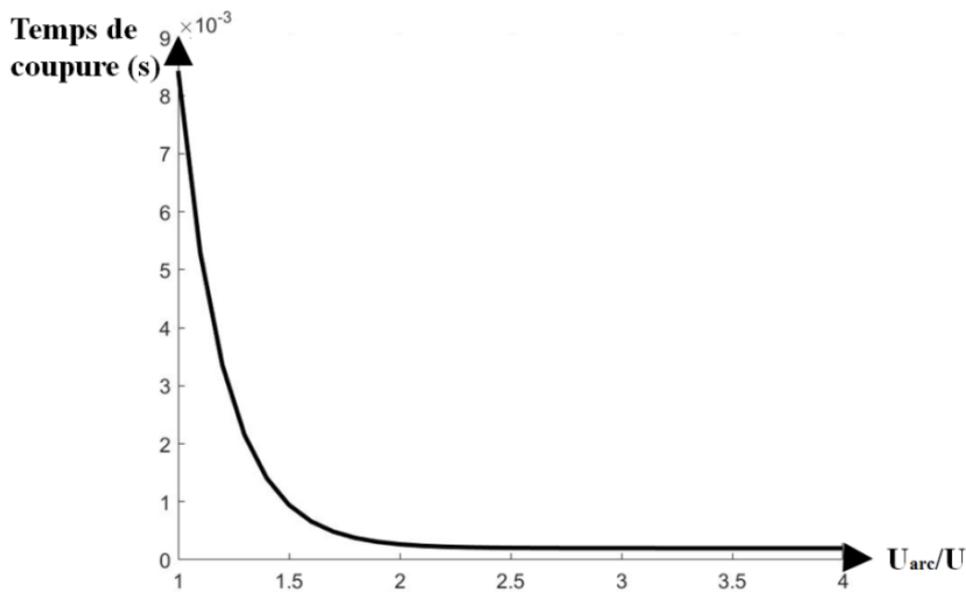


Fig 1.15. Temps de coupure en fonction du rapport U_{arc}/U .

On peut voir que lorsque la tension d'arc devient de plus en plus grande ($U_{arc} > 1,5 U$), le temps de coupure diminue d'une façon presque exponentielle jusqu'à arriver à une certaine valeur où l'augmentation de la tension n'influe plus significativement sur la diminution du temps de la coupure.

Le temps de coupure devrait être le plus court possible ; cependant il faut veiller à éviter les amorçages entre les contacts mobiles et fixes et augmenter l'énergie dissipée par l'arc. La règle est usuellement de limiter le temps de coupure à quelques millisecondes pour une constante de temps du circuit τ de la milliseconde qui sont typiques dans le domaine photovoltaïque.

Le graphique 1.15 nous montre un optimum sur le temps d'arc pour la valeur suivante

$$U_{arc\ max} = 1,5 \times U \quad (1.5)$$

L'augmentation de la tension d'arc U_{arc} est dépendante de plusieurs paramètres (vitesse d'ouverture des contacts mobiles, champ magnétique, forces hydrodynamiques,...) ; le niveau de $U_{arc\ max}$ permet de valider la capacité de coupure du concept en étude.

Enfin, le calcul de l'énergie d'arc permet d'estimer l'énergie libérée lors d'une manœuvre de coupure

$$E_{arc} = \int_{t_0}^{t_{lt}} U_{arc}(t) I(t) dt \quad (1.6)$$

Pour estimer les capacités d'endurance d'un concept de coupure, il est évident que cette énergie doit être la plus faible possible.

Dans la figure 1.16, on représente la variation de l'énergie de l'arc en fonction du rapport entre la tension de l'arc et la tension du réseau. Cette énergie est calculée pendant la durée de l'arc dans l'appareillage de coupure.

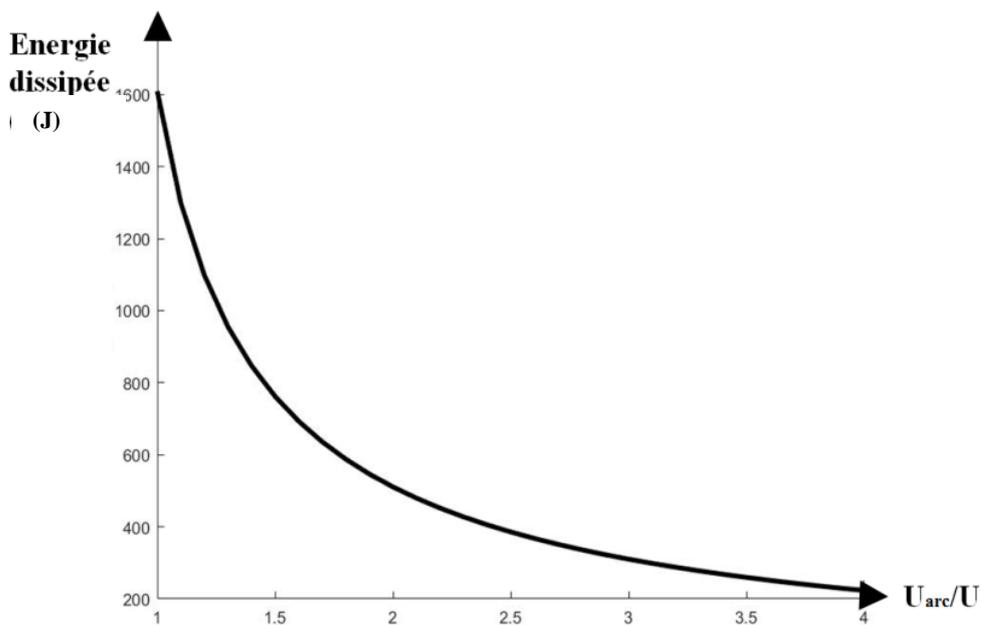


Fig 1.16. Énergie dissipée en fonction du rapport U_{arc}/U .

On peut remarquer de même que pour $U_{arc} = 1,5 \times U$, l'énergie de l'arc diminue d'une valeur de 50% par rapport à sa valeur maximum. Si la tension d'arc diminue moins de $1,5 U$ l'énergie d'arc augmente de manière importante, ce qui peut causer la destruction de l'appareil. Par suite, ce coefficient 1,5 provient d'un optimum permettant de diminuer de 50% l'énergie d'arc, dans un court temps de coupure.

Dans les faits, cette tension n'est pas toujours atteinte pour des temps aussi courts tels que représenté figure 1.15, car la constante de temps mécanique d'ouverture des contacts électriques est de l'ordre de quelques millisecondes. Cette ouverture complète garantit la pleine tension d'arc. Le

travail qui suit met en évidence l'impact de la vitesse d'ouverture des contacts sur le temps de coupure.

1.4.2. Techniques de coupure

Pour éteindre un arc électrique, il faut que la tension nécessaire à son entretien soit supérieure à la tension fournie par le réseau d'alimentation. Ceci implique qu'il faut augmenter la tension d'arc rapidement (quelques ms) pour pouvoir couper le courant.

Vu que l'arc électrique est un milieu conducteur, il a donc une résistance propre. Une tension de conduction $U_{conduction}$ lui est associée qui dépend de sa résistivité et de ses dimensions.

Dans les régions à proximité de l'anode et de la cathode (gaines anodique et cathodique), il y a des chutes de tension anodique U_a et cathodique U_c qui dépendent essentiellement des matériaux des électrodes.

Donc on peut définir la tension d'arc par l'équation (1.7)

$$U_{arc} = U_a + U_c + U_{conduction} = U_{ac} + \frac{l}{\sigma s} I \quad (1.7)$$

avec U_{ac} la somme des chutes anodique et cathodique, σ la conductivité électrique de l'arc qui dépend de sa composition, de la pression et de sa température, l sa longueur et s la section de passage du courant. Il en découle plusieurs principes d'action de coupure pour augmenter la tension d'arc. Ces principes sont déclinés de manière diverse, nous présentons les 3 principaux.

1.4.2.1. Allongement de l'arc

Allonger l'arc, *i.e.* augmenter sa longueur l , augmente sa tension de conduction $U_{conduction}$. Cet allongement permet en même temps de baisser la température de l'arc et de le refroidir.

Il y a plusieurs méthodes pour allonger l'arc électrique.

- a) Ecartement des contacts mobiles : les contacts mobiles initialement fermés dans la chambre de coupure s'ouvrent et s'écartent l'un de l'autre. A l'ouverture, l'arc électrique créé entre eux s'allonge avec l'écartement des contacts, les pieds d'arc sont encore rattachés aux contacts mobiles (figure 1.17 (a)).
- b) Soufflage par effet convectif : en jouant sur les échappements et le cloisonnement de la chambre de coupure, on crée des gradients de pression qui tendent à pousser l'arc vers l'extérieur des contacts et se faisant il s'allonge : un moyen pour allonger l'arc consiste à utiliser la capacité des gaz chauds à s'élever. L'air chauffé par l'arc fait monter celui-ci qui forme ainsi une boucle ayant tendance à s'agrandir jusqu'à son extinction. La forme et la disposition des contacts favorisent cet effet (figure 1.17 (b)).
- c) Soufflage magnétique : les forces magnétiques dans la chambre de coupure entraînent aussi le soufflage de l'arc et par suite son allongement (figure 1.17 (c)). Les forces magnétiques peuvent être intensifiées en intégrant un aimant dans la chambre de coupure pour générer un

champ magnétique externe. Cette méthode est utilisée dans l'interrupteur industriel et traitée dans nos études.

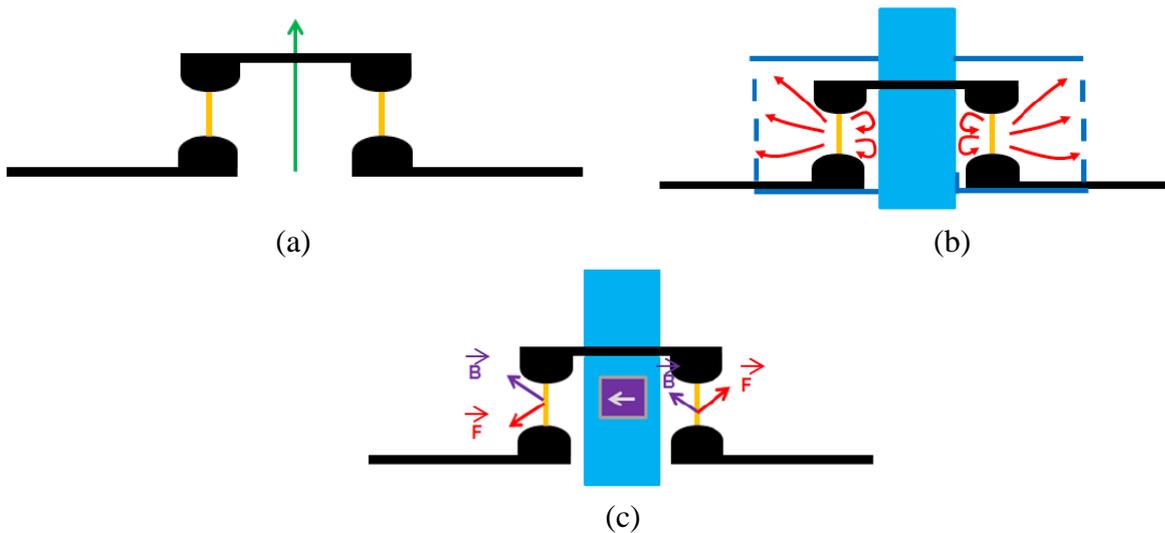


Fig 1.17. Techniques pour l'allongement de l'arc
 (a) : ouverture des contacts ; (b) : soufflage par auto ventilation ; (c) : soufflage magnétique.

1.4.2.2. Fractionnement de l'arc électrique

La tension de l'arc peut être augmentée en fractionnant l'arc. Ceci peut être fait en plaçant un empilement de séparateurs transversalement à la colonne d'arc (chambre de coupure). Chaque séparateur va diviser l'arc en deux parties ce qui va doubler sa tension U_{ac} (figure 1.18 (a)).

En plus, les séparateurs qui ont une température inférieure à celle de l'arc permettent de le refroidir. Ceci augmente sa résistivité électrique et entraîne une augmentation de la dissipation d'énergie qui, pour une valeur d'intensité du courant donnée, augmente le champ électrique et donc la chute de la tension d'arc. Un autre principe de chambre de coupure alliant le soufflage magnétique et le fractionnement de l'arc existe aussi et permet un gain de performance supplémentaire par rapport à l'unique technique de fractionnement. La figure 1.18 (b) montre une vue d'un tel principe. Le brevet WO2016062959 - chambre de coupure d'arc électrique [W0] décrit en détail le principe et le fonctionnel d'une telle chambre de coupure.

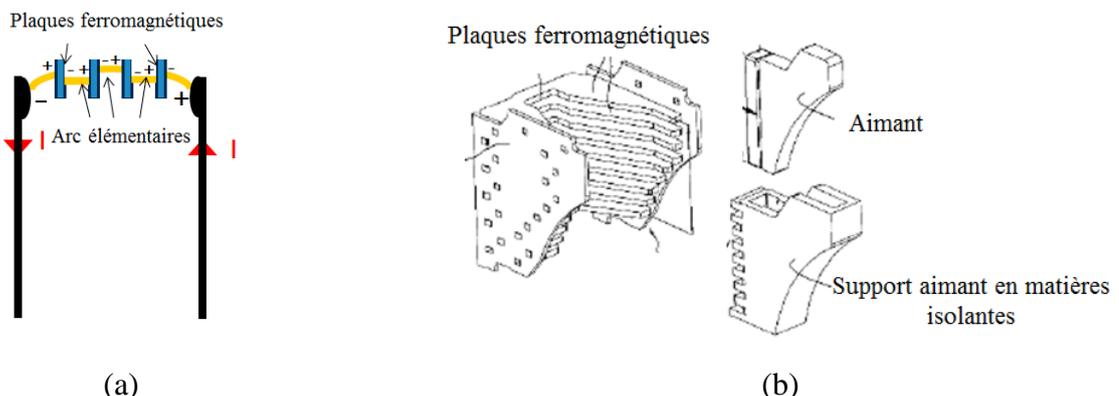


Fig. 1.18. (a) : fractionnement de l'arc par un empilement de plaques ferromagnétiques ;
 (b) : association du soufflage magnétique et du fractionnement de l'arc [W0].

Le principe de fractionnement n'est pas employé dans la chambre de coupure étudiée dans ce travail.

1.4.2.3. Refroidissement de l'arc électrique

L'arc électrique est considéré comme un milieu conducteur caractérisé par une résistivité propre qui varie en fonction de sa température. L'arc échange aussi de l'énergie thermique avec son environnement par conduction, convection et rayonnement. Une troisième méthode qui joue un rôle important dans la coupure est le refroidissement de l'arc sur les parois. Vu que la température des parois est beaucoup plus basse que celle de l'arc électrique (par exemple, pour le polyamide la température maximale qu'il peut supporter est de l'ordre de 500 K, alors que celle de l'arc est entre 6000 K et 25 000 K [Fau09]), lorsque l'arc se diffuse sur une grande surface des parois, il échange principalement par conduction de l'énergie thermique avec la matière (figure 1.19). Ceci permet de refroidir l'arc et de diminuer sa conductivité électrique et par suite la densité de courant.

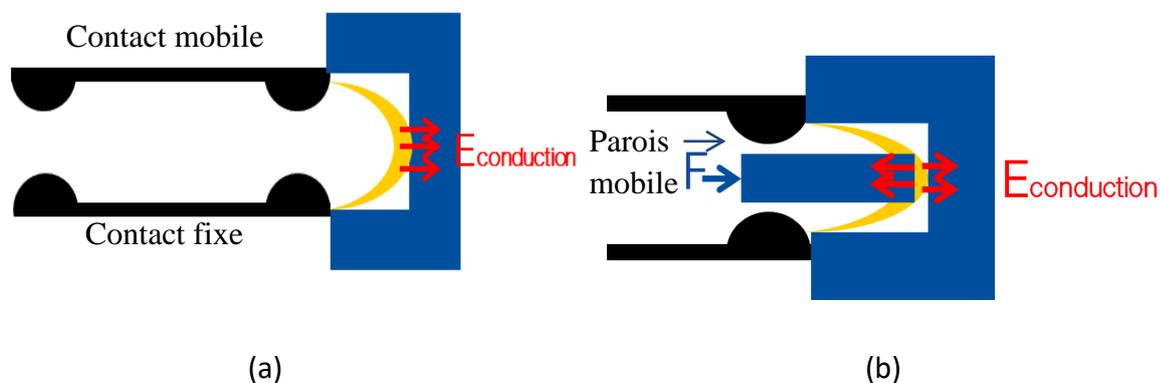


Fig 1.19. Refroidissement de l'arc sur des parois.

Dans la figure 1.19 deux principes de refroidissement sont montrés :

- a) principe de refroidissement simple paroi : l'arc est poussé sur la paroi par des forces telles des forces magnétiques générées par un aimant ;
- b) principe de refroidissement double paroi type "arc quenching" : l'arc est emprisonné par 2 parois plastiques. Ce principe n'est pas mis en œuvre dans la suite de l'étude.

1.5. L'interrupteur étudié

1.5.1. Description de l'interrupteur et de son environnement

Les interrupteurs considérés dans ce travail (figure 1.20) sont des interrupteurs de courant continu PV2 mécaniques destinés à fermer et à ouvrir un ou plusieurs circuits électriques au moyen de contacts séparables. Ils interrompent et fournissent une isolation de sécurité pour les circuits à basse tension jusqu'à 1500 VDC où des surintensités importantes peuvent être produites et où le courant peut circuler dans les deux sens. Ces surintensités peuvent apparaître lorsqu'un courant de défaut apparaît dans l'installation. Le courant nominal I_n considéré peut atteindre 32 A et la capacité de coupure de l'interrupteur doit atteindre 128 A, *i.e.* $4 \times I_n$ lors des courants de défaut de type surcharge.

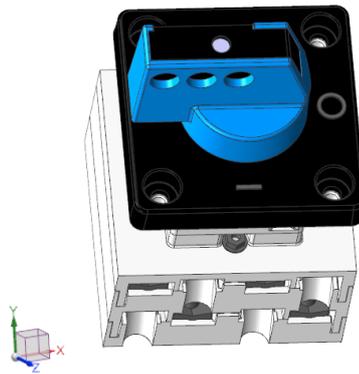


Fig 1.20. Vue extérieure de l'interrupteur-sectionnaire PV2.

L'interrupteur est constitué de deux niveaux, et chaque niveau permet de couper un circuit électrique. Dans la figure 1.21, le câblage d'un seul circuit sur le niveau 1 est représenté.

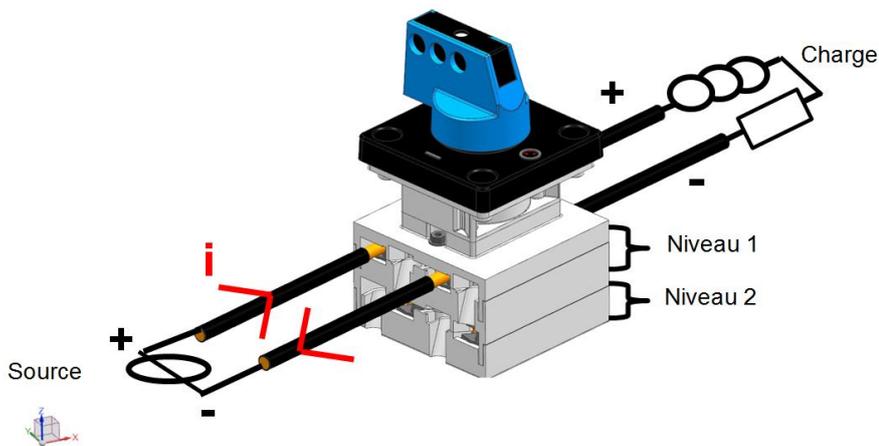


Fig 1.21. Câblage d'un circuit électrique au niveau 1 de l'interrupteur PV2.

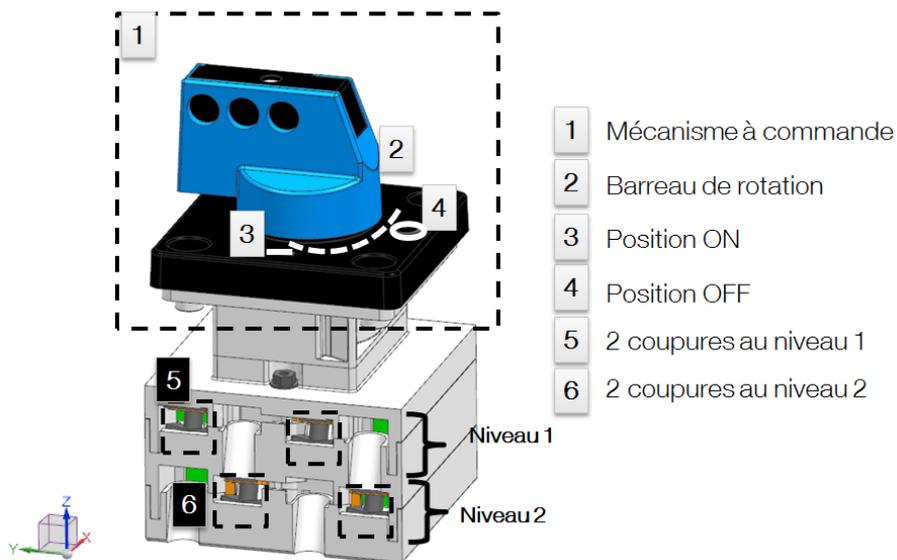


Fig 1.22. Mécanisme à commande des coupures de l'interrupteur PV2.

Dans chaque niveau de l'interrupteur il y a 2 coupures, et toutes ces coupures sont actionnées de manière synchrone par le mécanisme à commande brusque (figure 1.22). L'interrupteur est à

coupure apparente (O/I). Pour actionner les coupures, il faut tourner le barreau de rotation d'un angle de 90° pour comprimer les ressorts présents dans le mécanisme jusqu'à un point où ils relâchent et ouvrent les contacts (figures 1.23-1.24).

1.5.2. Description des éléments de l'interrupteur

A l'intérieur de chaque niveau de l'interrupteur, chaque coupure est constituée de 2 chambres de coupure, et chaque chambre est formée essentiellement d'un contact fixe et d'un demi-contact mobile (figure 1.23). Les contacts sont en cuivre et argentés. Les parois des chambres sont en polyamide (PA6).

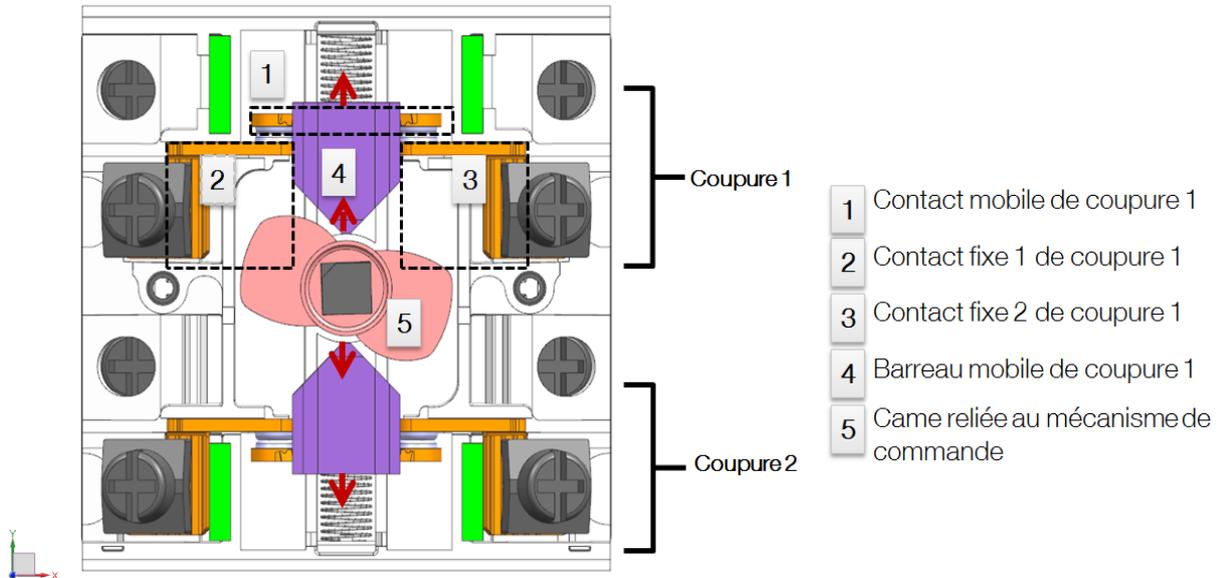


Fig 1.23. Vue de l'intérieur du niveau 1 de l'interrupteur en position fermée.

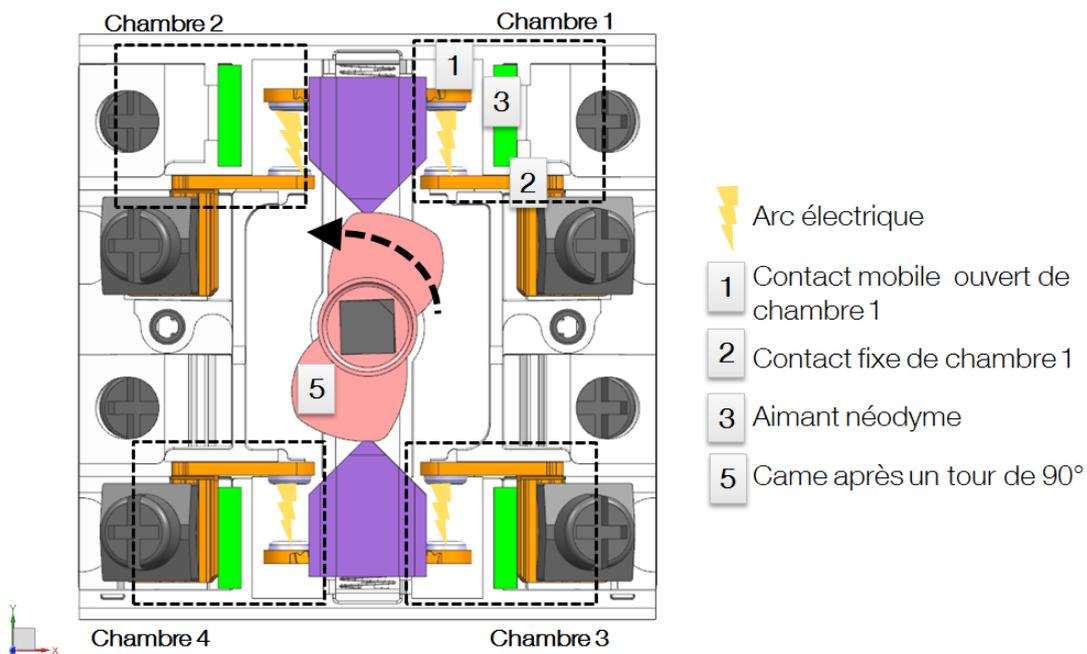


Fig 1.24. Vue de l'intérieur du niveau 1 de l'interrupteur en position ouverte.

Lorsque le mécanisme actionne la coupure, la came rotative au centre de l'interrupteur tourne de 90°, comprimant les deux ressorts reliés aux barreaux mobiles de chaque coupure (figure 1.23), les contacts mobiles s'ouvrent alors en translation vers l'extérieur de 6 mm (figure 1.24). La durée d'ouverture des contacts entre le moment où les ressorts relâchent et l'ouverture complète est de 6 ms.

1.5.3. Techniques de coupure dans l'interrupteur

Chaque niveau de l'interrupteur est formé de 4 chambres de coupure reliées en série. Chaque chambre doit couper lors des surcharges un courant de 128 A (4 In du PV2, tableau 1.1). Pour couper le courant, le contact mobile dans chaque chambre s'ouvre avec une vitesse de 1 m/s sous l'action du mécanisme.

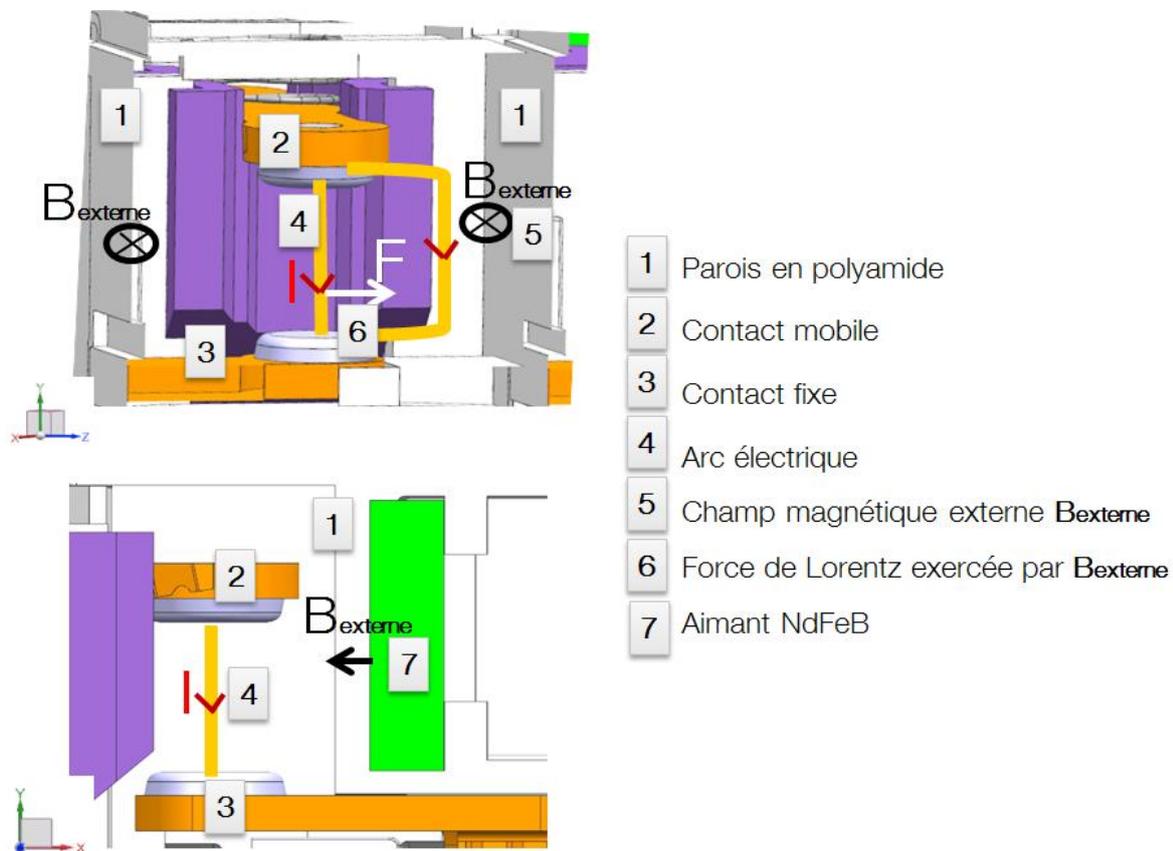


Fig. 1.25. Soufflage magnétique de l'arc dans la chambre de coupure.

Au moment d'ouverture sous charge, un arc électrique dans l'air environnant est établi dans chaque chambre, il se dilate et s'allonge au fur et à mesure que le contact mobile s'écarte du contact fixe. Un aimant de type néodyme générant un champ magnétique qui peut atteindre 0,2 T est intégré dans chaque chambre de coupure (figure 1.25). Le processus de coupure consiste à augmenter rapidement la longueur de l'arc et le refroidir afin d'augmenter rapidement sa résistance et sa tension. Au-dessus d'un certain seuil, si la tension de l'arc est maintenue supérieure à la tension d'alimentation (375 V par chambre de coupure), l'arc finit par s'éteindre et le courant est interrompu.

La coupure de l'arc dans cet interrupteur est basée sur le soufflage magnétique et le refroidissement dû aux parois en polyamide. Après l'ouverture totale des contacts, l'arc est allongé symétriquement dans la chambre principalement par le soufflage magnétique exercé par l'aimant néodyme (figure 1.25). Puis, en arrivant sur les parois en polyamide, l'arc cède de la chaleur aux parois et se refroidit (figure 1.26). Pour ce genre d'interrupteurs, la durée d'arc en coupure sous charge est typiquement de 3 à 5 ms.

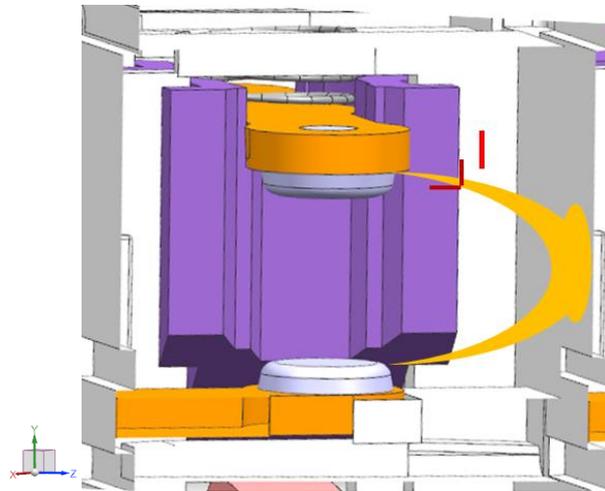


Fig 1.26. Refroidissement de l'arc sur les parois de la chambre de coupure.

1.5.4. Création du champ magnétique externe

Comme dit précédemment, l'arc est interrompu par soufflage magnétique, ce champ magnétique est créé à l'intérieur de la chambre de coupure par l'intégration d'un aimant permanent de type néodyme NdFeB (c'est un alliage de néodyme, fer et bore). Le néodyme est un matériau puissant utilisé pour la fabrication des aimants permanents et accessible au grand public à ce jour. Les aimants de type néodyme (figure 1.27) se distinguent par une rémanence (B_r), une force coercitive (H_c) et une densité d'énergie (BH_{max}) plus élevées que celles d'autres aimants disponibles sur le marché (ferrites ou AlNiCo, tableau 1.2).



Fig.1.27. Aimant néodyme utilisé dans la chambre de coupure de l'interrupteur.

L'inconvénient des aimants néodymes est qu'ils ont en général une température d'utilisation maximale de fonctionnement plus basse que celle d'autres types d'aimants (tableau 1.2), et ils ont une faible température de curie (de 310 °C) au-dessus de laquelle ils sont démagnétisés d'une manière irréversible. De plus, les aimants néodymes sont fortement sensibles à la corrosion. Pour cela, ils sont généralement protégés par une couche de protection en zinc ou en Ni-Cu-Ni. Ces couches de protection très fines, ne peuvent pas être soumises à l'arc électrique. Par conséquent, il

est important que l'aimant soit protégé à l'intérieur de la chambre de coupure par des parois pour l'isoler thermiquement de l'arc électrique.

Classe	$B_r^{(1)}$ (T)	$H_c^{(2)}$ (kA/m)	$BH \max^{(3)}$ (kJ/m ³)	T_{\max} d'utilisation (°C)	T de Curie (°C)
Ferrite	0,38 à 0,46	64 à 103	25,5 à 40,6	250	450 à 460
AlNiCo	1,1 à 1,3	200 à 400	35,8 à 43,8	450 à 550	740 à 860
NdFeB	1,0 à 1,3	880 à 1 990	199,0 à 310,3	80 à 180	310 à 330

⁽¹⁾Rémanence B_r : mesure la densité de flux persistante dans un aimant après magnétisation.

⁽²⁾Force d'excitation coercitive H_c : mesure le point auquel l'aimant devient démagnétisé par un champ externe.

⁽³⁾Densité d'énergie complète BH_{\max} : représente l'énergie maximum qui peut être emmagasinée dans un aimant (la surface du plus grand rectangle inscrit dans le cycle d'hystérésis du matériau).

Tableau 1.2. Caractéristiques techniques des 3 types d'aimants [W0].

L'aimant génère dans la chambre de coupure de notre interrupteur un champ magnétique qui peut atteindre 0,2 T. Ce champ est responsable du soufflage magnétique de l'arc électrique. Des simulations ont été réalisées sous COMSOL pour calculer les lignes du champ magnétique générées par l'aimant dans la chambre de coupure. La géométrie de la chambre de coupure utilisée pour la modélisation est décrite dans la figure 1.28.

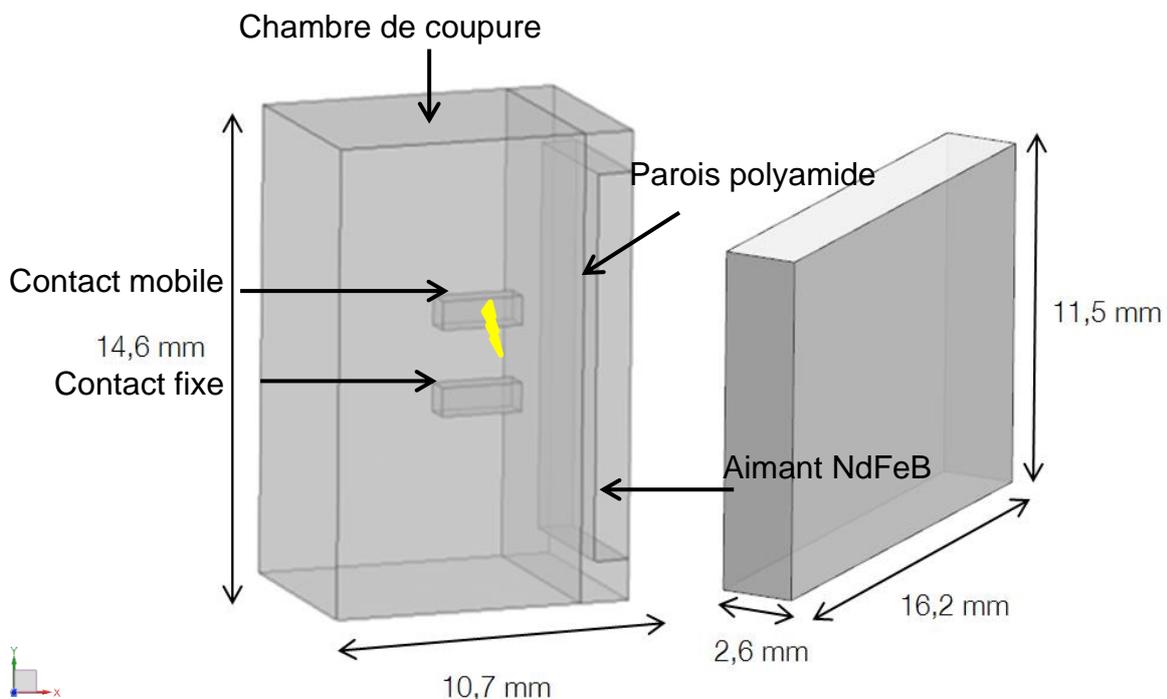


Fig 1.28. Représentation de la chambre de coupure sous COMSOL Multiphysics.

COMSOL utilise l'ensemble des équations de Maxwell pour le calcul du champ magnétique généré par l'aimant. A l'intérieur de l'aimant, le système d'équations utilisé est

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{0} \quad (1.8)$$

$$\mathbf{B} = \mu_0 \mu_r \mathbf{H} + \mathbf{B}_r \quad (1.9)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (1.10)$$

avec \mathbf{B} le champ d'induction magnétique, \mathbf{H} le champ magnétique et \mathbf{B}_r la densité de flux rémanent, μ_0 la perméabilité du vide et μ_r la perméabilité relative de l'aimant est égale à $1,05 \mu_0$.

Les résultats du champ magnétique créé par l'aimant dans la chambre de coupure sont présentés dans les figures 1.29 et 1.30.

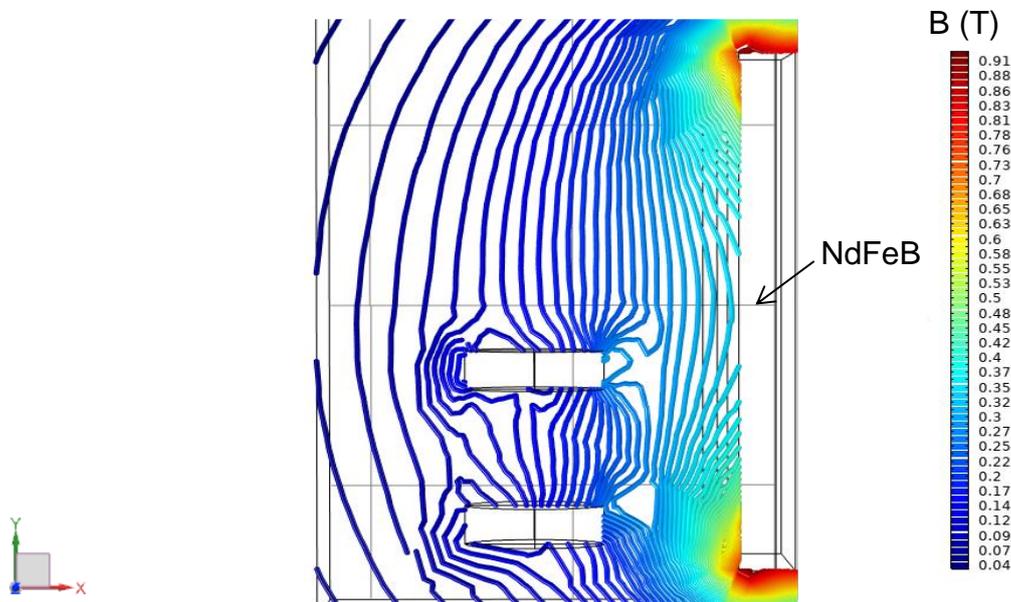
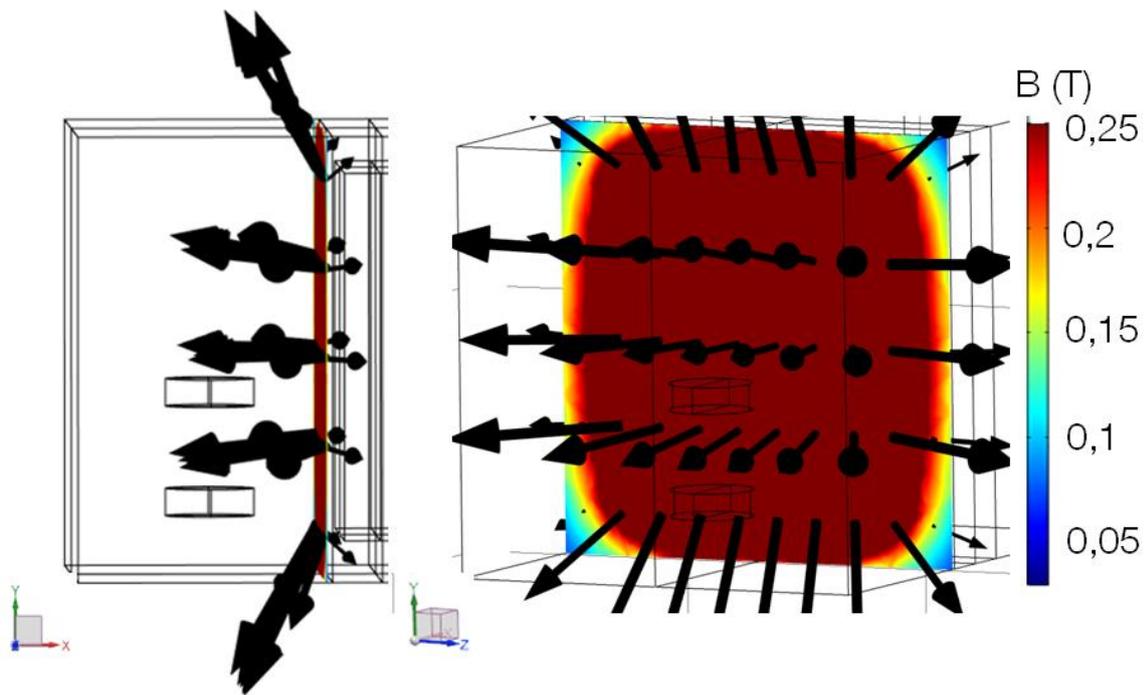


Fig 1.29. Lignes de champ d'induction magnétique créées par l'aimant dans le plan (x,y) à l'intérieur de la chambre de coupure.

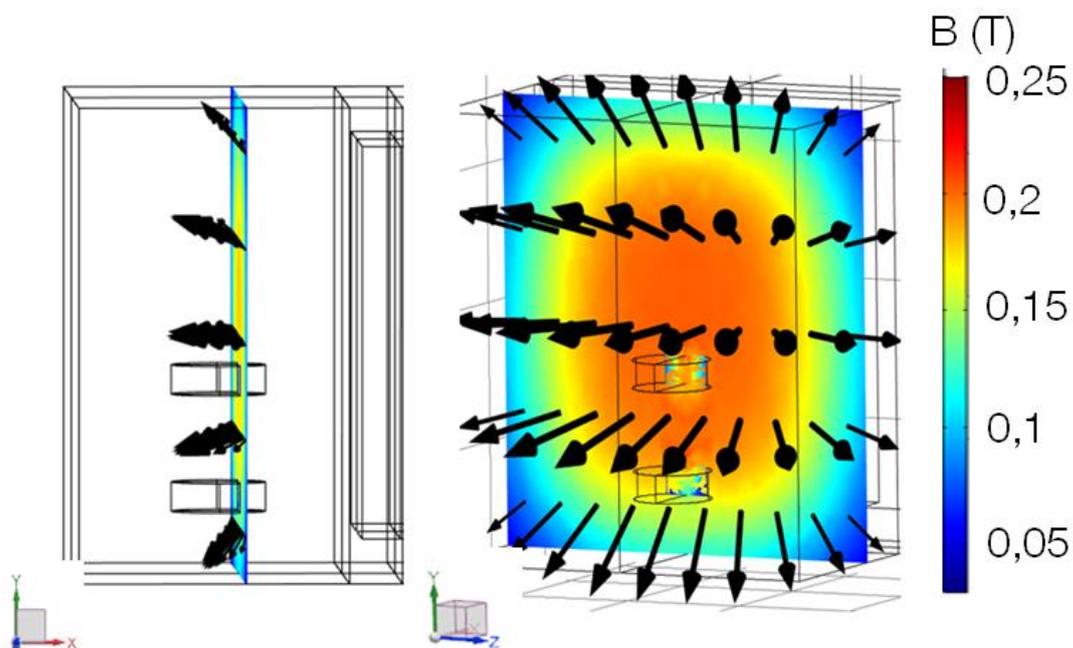
Les résultats montrent que le champ magnétique créé par l'aimant varie à l'intérieur de la chambre de coupure entre 0,05 T (la zone de la chambre la plus loin de l'aimant) et 0,25 T (la zone la plus proche de l'aimant). La valeur du champ magnétique dans la zone où l'arc se crée est 0,2 T (figure 1.30 b).

L'objectif de ce travail est d'étudier et de quantifier l'effet d'un fort champ magnétique externe compris entre 0,05 T et 0,2 T sur la durée de la coupure via l'allongement de l'arc électrique.

Afin de minimiser les variations de champ magnétique suivant la position de l'arc électrique, nous avons choisi d'utiliser une bobine de Helmholtz pour générer ce champ magnétique. Cela a l'avantage d'avoir un champ quasi-constant dans l'espace inter-électrode où l'arc électrique se propage.



a) pour le plan dans la zone des contacts mobiles



b) pour le plan avant les contacts mobiles.

Fig 1.30. Les champs d'induction magnétique dans des plans de coupe (z,y) de la chambre de coupure.

1.6. Conclusion

La part de l'énergie électrique sous forme continue a progressé cette dernière décade et continue de progresser, notamment dans le stockage (Li-Ion, H₂,...) et les sources d'énergie renouvelable telles que le photovoltaïque. Des réflexions sur le transport de l'énergie basse tension sous forme continue sont en cours (centre de données, distribution,...), impulsées par le fait que la part des récepteurs employant du continu progresse aussi (USBC, LED, moteur à haut rendement,...). Ces réseaux DC demandent la mise en œuvre d'appareillages d'interruption et protection spécifiques. La coupure en

DC nécessite des performances différentes de celles en AC vu que la coupure de courant est basée uniquement sur l'augmentation de la tension de l'arc électrique pour qu'elle soit plus grande que celle de la tension d'alimentation et ceci dans un temps le plus bref possible, afin de minimiser la détérioration due à la coupure.

L'une des techniques utilisées pour augmenter la tension de l'arc est le soufflage par les forces magnétiques. Ces dernières sont naturellement présentes en raison des champs magnétiques induits par l'arc électrique et le courant qui circule dans les électrodes. Les forces magnétiques dues aux champs induits dépendent de la géométrie de la chambre de coupure et de l'intensité du courant. Les forces magnétiques peuvent être intensifiées par un champ magnétique externe dans le but de diminuer le temps de coupure ou de couper des courants plus intenses. Cette technique est utilisée dans l'interrupteur industriel PV2 étudié en insérant un aimant de type néodyme qui génère un champ de 0,2 T dans la chambre de coupure. Dans le travail qui suit, on va étudier l'effet d'un fort champ magnétique externe (0,05 T à 0,2 T) sur le comportement de l'arc électrique au sein de la chambre de coupure. Pour cela, un banc d'essai a été conçu et réalisé pour faire des études paramétriques sur l'effet du champ externe sur la durée de l'arc, son déplacement et sa commutation sur les rails. D'autres paramètres comme l'intensité du courant et la vitesse d'ouverture des contacts sont aussi pris en compte. Le banc d'essai entièrement réalisé au cours de ce travail est présenté dans le chapitre 2.

Chapitre 2. Etude expérimentale de la coupure sous fort champ magnétique externe

Ce chapitre est dédié à la présentation du dispositif expérimental conçu pour étudier le mouvement de l'arc électrique à l'intérieur de la chambre de coupure. Le mouvement de l'arc est dominé par les forces de Lorentz et les forces hydrodynamiques. Un champ magnétique externe, généré par une bobine de Helmholtz, pouvant atteindre 0,2 T est utilisé pour intensifier les forces de Lorentz dans la chambre de coupure et pour reproduire le champ magnétique généré par l'aimant néodyme utilisé dans l'interrupteur industriel.

Les essais expérimentaux visent à étudier le temps d'immobilité de l'arc, sa commutation sur les rails et sa durée en fonction du champ magnétique externe, de l'intensité du courant et de la vitesse d'ouverture des contacts. Des différences significatives en fonction de l'intensité du champ magnétique externe sont montrées.

Ce banc expérimental sert aussi à donner une référence expérimentale pour caler les simulations numériques présentées dans le chapitre 4.

Premièrement dans ce chapitre, une étude bibliographique sur des essais expérimentaux qui traitent des paramètres dont on veut étudier l'effet sur l'arc électrique est présentée. Deuxièmement, les différents éléments du banc ainsi que les capteurs de mesures sont montrés. Troisièmement, les conditions de tests et les essais expérimentaux réalisés sont décrits pour montrer enfin les résultats obtenus.

2.1. Bibliographie sur les essais expérimentaux qui étudient le mouvement de l'arc électrique

Les essais expérimentaux jouent un rôle essentiel dans le développement des chambres de coupure de l'arc électrique dans les appareillages industriels. Nous nous sommes basés sur quelques études pour la conception de notre banc d'essai. Cela concerne l'étude des paramètres qui affectent le déplacement de l'arc dans les chambres de coupure, spécifiquement les forces hydrodynamiques et les forces magnétiques. Les forces hydrodynamiques dépendent essentiellement de la configuration de la chambre de coupure et du mécanisme d'ouverture des contacts, tandis que les forces magnétiques sont provoquées par le champ magnétique induit par l'arc électrique et le courant qui passe dans les électrodes. Dans certaines études, elles sont intensifiées par un champ magnétique externe, ce qui est le cas de ce travail. Dans cette partie, des expériences de la bibliographie qui étudient la pression, le temps d'immobilité de l'arc, et la vitesse de déplacement de l'arc sur les rails sont présentées. On se concentre à la fin sur les études qui prennent en considération l'effet d'un champ magnétique externe qui est l'objectif principal de la conception de ce banc d'essai.

2.1.1. Pression

La pression dans la chambre de coupure dépend en particulier de deux paramètres, la vitesse d'ouverture des contacts et la largeur de la chambre de coupure. Des études expérimentales qui mettent en évidence l'effet de ces deux paramètres sont présentées dans ce paragraphe.

2.1.1.1 Impact de la vitesse d'ouverture des contacts sur la pression

McBride [Mcb02] a utilisé des chambres de coupure prises dans la majorité des études de l'arc électrique (figure 2.1). Elles consistent à créer l'arc par l'ouverture d'un contact mobile avec un mouvement de rotation. L'arc s'établit entre le contact mobile (anode) et le rail fixe (cathode), puis en fonction des forces magnétiques et hydrodynamiques, il est dirigé sur les rails jusqu'à l'endroit où il se stabilise. Deux chambres de coupure de mêmes dimensions sont analysées. La seule différence entre les deux est la vitesse d'ouverture des contacts.

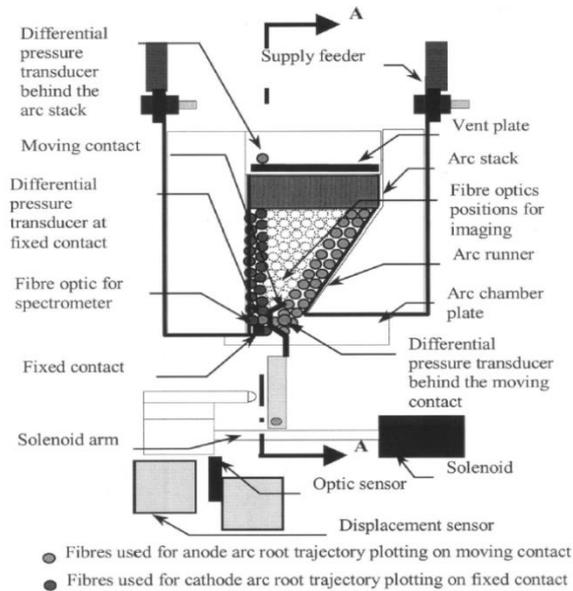


Fig. 2.1. Géométrie de la chambre de coupure utilisée par McBride [Mcb02].

La chambre a une longueur de 35 mm et une largeur de 6 mm. Les contacts mobiles sont en Ag/C et les rails sont en cuivre. L'arc est créé par une onde de courant de 2000 A.

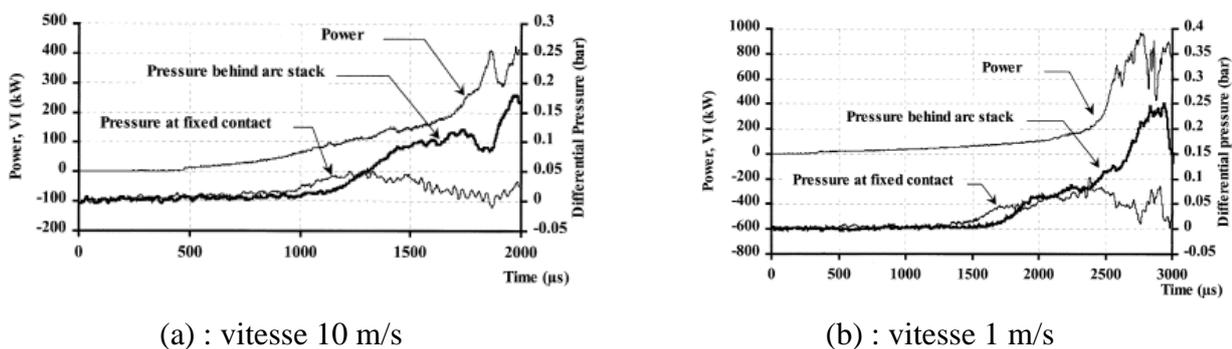


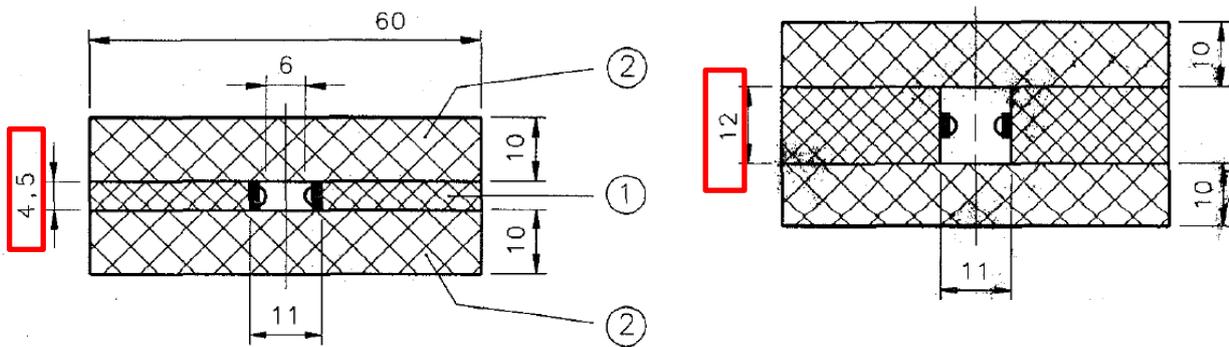
Fig. 2.2. Variation de la pression en fonction de la vitesse d'ouverture des contacts [Mcb02].

D'après [Mcb02], la pression maximale se produit lorsque l'arc stagne dans la zone des contacts (0,1 bar à 2300 μ s, figure 2.2 (b)) i.e. lors de la phase où l'arc n'a pas encore quitté le contact mobile. La pression pour un contact qui s'ouvre avec une vitesse de 1 m/s commence à augmenter plus tard (1400 μ s) par rapport à la pression pour un contact qui ouvre avec une vitesse de 10 m/s (600 μ s). La pression maximale pour une vitesse de 1 m/s (0,25 bar) est plus grande de celle obtenue pour une vitesse de 10 m/s (0,18 bar).

McBride justifie que les gaz à haute température entraînent une pression élevée, venant du fait que le taux de formation d'espèces ionisées et d'électrons à partir du matériau de contact augmente. Il en résulte une augmentation du champ électrique, de la conductivité électrique de la colonne d'arc et du champ magnétique. Cependant, à une vitesse d'ouverture des contacts plus grande (10 m/s), l'arc s'éloigne de la zone des contacts plus rapidement, et il y a moins de temps pour augmenter la pression. A 10 m/s, l'énergie dissipée par l'arc dans la zone des contacts est de l'ordre de 62 J, alors que pour une vitesse de 1 m/s, l'énergie dissipée dans la zone des contacts est de 256 J. Cette dissipation d'énergie plus élevée produit plus de chaleur, et par suite une pression plus élevée dans la zone des contacts.

2.1.1.2. Influence de la largeur de la chambre sur la pression

Lindmayer [Lin98] a étudié la relation entre la pression et la largeur de la chambre de coupure, par la comparaison de trois chambres de largeurs différentes. Les géométries de deux chambres de dimensions extrêmes sont montrées sur la figure 2.3, ainsi que les résultats sur la figure 2.4.



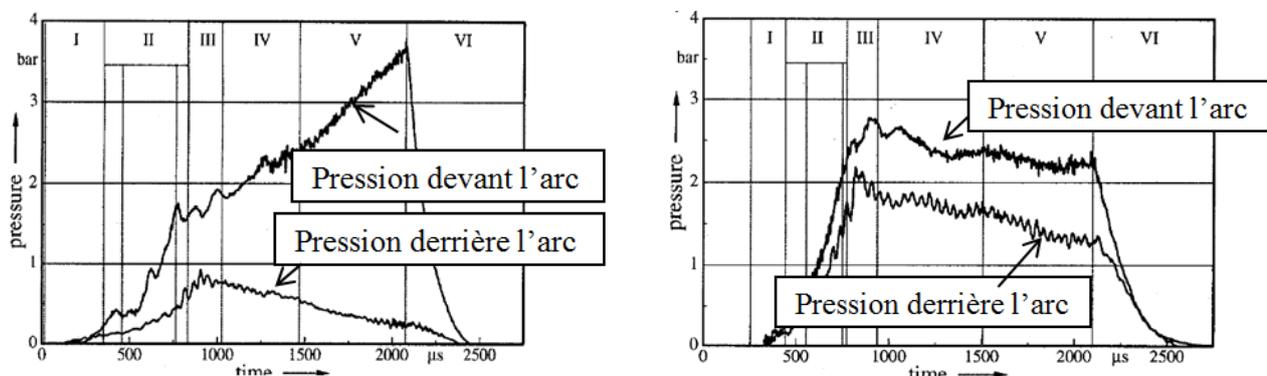
(a) : chambre de largeur 4,5 mm

(b) : chambre de largeur 12 mm

Fig. 2.3. Vue de face des chambres de coupure utilisées dans l'étude de Lindmayer [Lin98].

① et ② : parois latérales isolantes

Les parois des chambres de coupure sont composées de PMMA. Les expériences sont réalisées dans une installation à 240 V/50 Hz pour un circuit monophasé. L'intensité du court-circuit est ajustée à 8 kA. La vitesse d'ouverture des contacts est de 6 m/s.



(a) : chambre de largeur 4,5 mm

(b) : chambre de largeur 12 mm

Fig. 2.4. Variation de pression en fonction de la largeur de la chambre de coupure d'après [Lin98].

Les différentes étapes indiquées sur la figure 2.4 sont décrites ci-dessous.

- I. Temps d'immobilisation, qui débute avec la création de l'arc (séparation des contacts).
- II. Déplacement de l'arc de la zone des contacts mobiles.
- III. L'arc commence à s'établir avant les barrières (les barrières se situent aux extrémités extérieures des parois numérotées ①).
- IV. Le plasma s'étend vers les régions inférieures de la chambre de coupure.
- V. Equilibre des forces, le plasma arrête d'avancer, début de la phase d'extinction.
- VI. Extinction de l'arc.

La figure 2.4 illustre la différence de pression en fonction du temps pour les deux chambres de coupure de largeur différente. La pression passe à 3,5 bar après 2000 μ s dans la chambre étroite (a), alors qu'elle atteint seulement 2,8 bar dans la chambre la plus large (b).

D'après Lindmayer, après la création de l'arc, la pression dans la chambre commence à augmenter, devant et derrière l'arc à cause du chauffage du volume de gaz environnant l'arc et de la vaporisation des matériaux des électrodes et des parois. Quand le front d'arc se déplace vers la barrière, les pressions devant et derrière de l'arc commencent à se séparer. Le mouvement de l'arc génère une accumulation de pression rapide devant lui, tandis que l'augmentation de la pression derrière l'arc dépend fortement de la largeur de la chambre. Si la chambre est large, les pressions devant et derrière l'arc ont des évolutions similaires. Par contre si elle est étroite, la pression devant l'arc est largement supérieure à celle derrière l'arc. De plus, avant la phase d'extinction de l'arc (phase V), la pression devant l'arc augmente rapidement dans les chambres étroites alors que la pression derrière l'arc continue à diminuer.

Lindmayer conclut que le gradient de pression entre l'avant et le derrière de l'arc est beaucoup plus important pour une chambre moins large.

En conclusion, on peut retenir que la pression dans les chambres très étroites est plus grande que dans les chambres de plus grande largeur.

2.1.2. Temps d'immobilité

Le processus d'arc peut être divisé en trois phases. La première phase est la création de l'arc et son allongement dans la zone des contacts mobiles. Durant cette phase, la longueur de l'arc augmente continuellement avec l'écartement des contacts. Ce processus est caractérisé par un temps appelé le temps d'immobilité de l'arc car l'arc reste entre les électrodes mobiles.

Selon les travaux et les précisions de mesures plusieurs définitions sont données pour le temps d'immobilité. Il faut distinguer le comportement de l'arc immédiatement après l'initiation de l'arc - « la phase initiale » - et le mouvement après cette phase [Poe80]. Dans les études des courts-circuits, le terme temps d'immobilité est défini comme étant la phase après l'initiation de l'arc pendant laquelle les pieds d'arc restent immobiles (fixes) dans la zone des contacts mobiles [Bel85]. D'autres études le définissent comme étant le temps de mouvement réduit [Man88] ou le temps de pause [Wea94].

En conséquence, dans ce travail, le temps d'immobilité est défini comme étant la durée entre l'instant de création de l'arc électrique (ouverture des contacts, figure 2.5 (a)) et l'instant où la tension d'arc commence à augmenter rapidement (figure 2.5 (b)), puisque généralement l'instant où la tension d'arc fait le premier saut correspond à l'instant où l'arc quitte le contact mobile et commute sur les rails.

Nous étudions dans ce qui suit à partir de travaux publiés l'impact de plusieurs paramètres sur le temps d'immobilité de l'arc électrique, comme la vitesse d'ouverture des contacts, le pourcentage d'échappement, la largeur de la chambre de coupure et l'intensité du courant.

2.1.2.1. Impact de la vitesse d'ouverture des contacts et de l'intensité du courant sur le temps d'immobilité

Dans le travail de Belbel [Bel85] des études sont faites pour étudier l'effet de la vitesse d'ouverture des contacts, de l'intensité du courant électrique et de la largeur de la chambre de coupure sur le temps d'immobilité de l'arc électrique. Belbel [Bel85] utilise une chambre de coupure similaire à celles présentées dans la section 2.1.1.1. Le schéma de la chambre est montré figure 2.5.

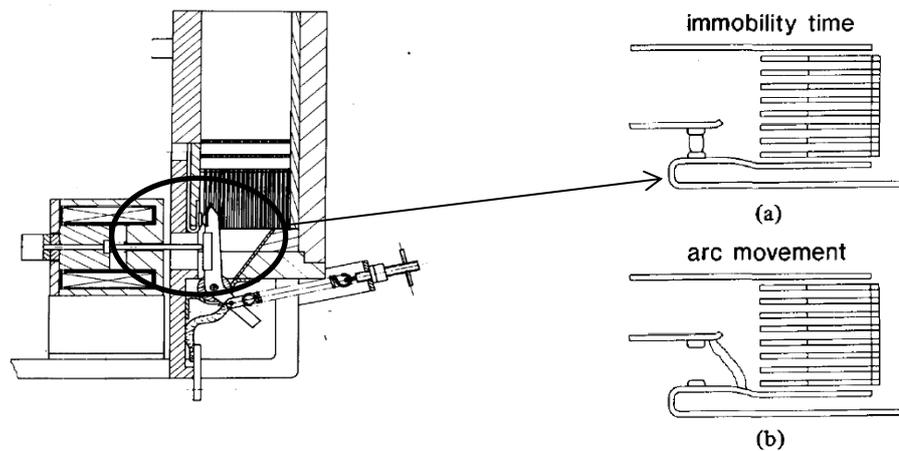


Fig. 2.5. Géométrie de la chambre de coupure [Bel85].
(a) L'instant où l'arc se crée, (b) l'instant où l'arc quitte les contacts mobiles.

Pour chaque étude, trois matériaux d'électrodes sont testés : argent (Ag), cuivre (Cu) et oxyde de cadmium d'argent (AgCdO) ; les parois de la chambre de coupure sont en polymère (polyamide 6.6). Premièrement, l'effet de la vitesse d'ouverture des contacts est présenté. Les tests sont faits pour des courants monophasés de valeur RMS de 3 kA et 9,7 kA sous une tension de 242 V (figure 2.6). La distance entre les parois pour ces premiers essais est de 6 mm.

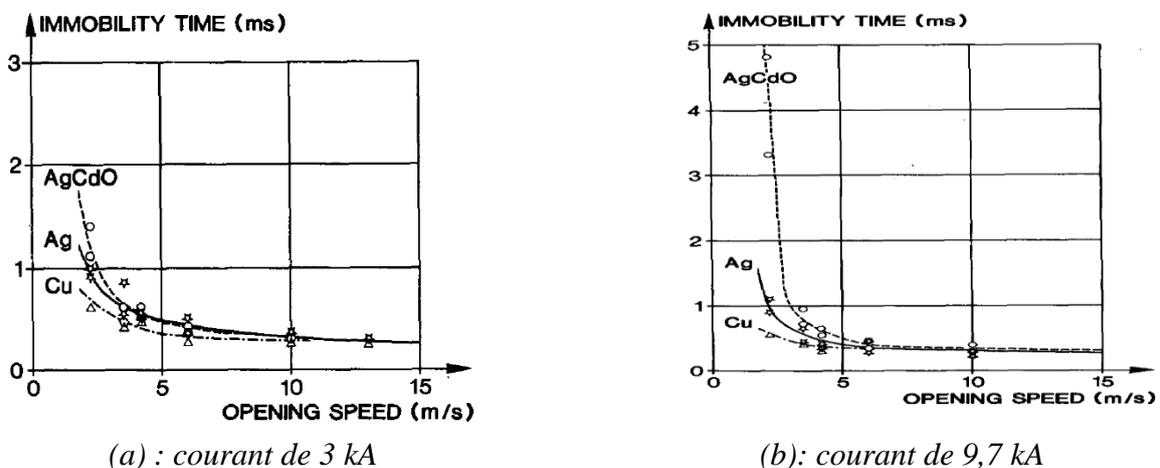


Fig. 2.6. Le temps d'immobilité de l'arc en fonction de la vitesse d'ouverture des contacts pour trois matériaux : AgCdO, Ag et Cu et pour un courant de 3 kA (a) et 9,7 kA (b) [Bel85].

De façon générale, les deux graphes de la figure 2.6 montrent que lorsque la vitesse d'ouverture des contacts augmente le temps d'immobilité de l'arc diminue pour les trois types d'électrodes. En augmentant la vitesse jusqu'à 5 m/s, le temps d'immobilité décroît rapidement et dépend du matériau. Le temps d'immobilité pour le cuivre est inférieur à celui de l'argent qui est lui-même inférieur à celui de l'oxyde de cadmium. Pour une vitesse supérieure à 6,5 m/s, le temps d'immobilité diminue lentement quand la vitesse augmente, et elle ne dépend plus du matériau. En faisant varier l'intensité du courant de 2 kA à 9,7 kA, et pour les trois matériaux testés, les résultats montrent que la vitesse critique d'ouverture des contacts est de 6 m/s, après cette valeur l'influence de la vitesse des contacts sur le déplacement de l'arc devient faible. Pour une vitesse de 2,2 m/s, les variations du temps d'immobilité en fonction de l'intensité du courant sont montrées figure 2.7.

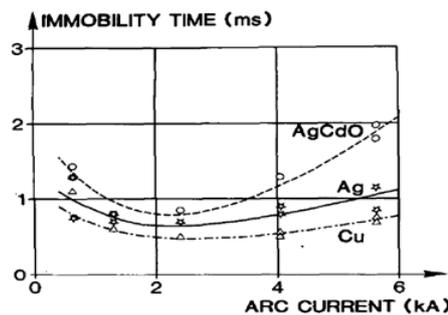


Fig. 2.7. Temps d'immobilité de l'arc en fonction du courant pour une vitesse d'ouverture de 2,2 m/s [Bel85].

Les mesures montrent qu'en augmentant l'intensité du courant, le temps d'immobilité passe par une valeur critique minimale. Pour les trois matériaux, le temps minimal d'immobilité est atteint pour une valeur de 2500 A ; pour une vitesse plus grande que 6 m/s, l'augmentation d'intensité du courant (plus de 3 kA) n'a pas de grande influence sur le temps d'immobilité de l'arc électrique. Les conditions dans la zone autour des contacts mobiles sont encore investies par McBride *et al* [Mcb02] pour améliorer le déplacement de l'arc et réduire le temps d'immobilité pour des faibles vitesses d'ouverture des contacts (< 6 m/s). Ces essais consistent à fermer le gap derrière le contact mobile rotatif pour voir s'il y a un impact sur le déplacement de l'arc (figure 2.8). La paroi utilisée pour bloquer le gap derrière le contact mobile est en polycarbonate, et les rails choisis sont en Ag/C.

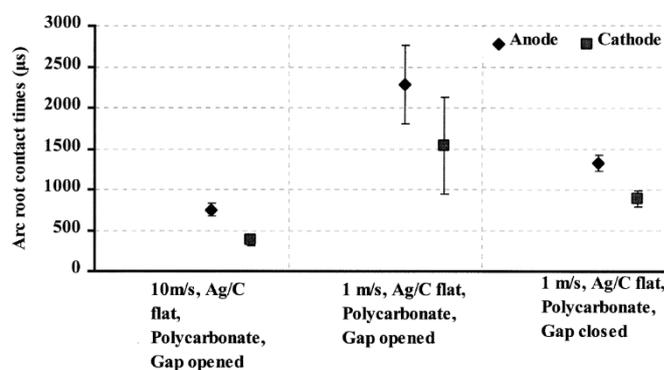


Fig. 2.8. Influence du gap derrière les contacts mobiles sur le temps d'immobilité de l'arc dans la zone des contacts [Mcb02].

La figure 2.8 montre que pour des vitesses faibles de l'ordre de 1 m/s (les vitesses normalement utilisées par des interrupteurs basse tension), le temps d'immobilité de l'arc sur l'anode diminue de 2300 μ s en moyenne jusqu'à 1300 μ s en fermant le gap derrière les contacts mobiles. De même sur la cathode, il diminue de 1500 μ s en moyenne jusqu'à 800 μ s. Ceci montre que le temps d'immobilité de l'arc sur les contacts peut être réduit en améliorant les conditions dans la zone des contacts et en fermant le gap derrière les contacts mobiles mêmes pour des vitesses faibles.

2.1.2.2. Impact de la largeur de la chambre de coupure sur le temps d'immobilité de l'arc

Un troisième facteur qui affecte le temps d'immobilité de l'arc dans la zone des contacts mobiles est la largeur de la chambre de coupure. Dans l'étude de Belbel [Bel85], une amélioration du déplacement de l'arc est observée en augmentant la largeur de la chambre dans la zone des contacts mobiles, pour des vitesses d'ouverture de contacts de moins de 6 m/s. Des études ont été effectuées pour différentes distances entre les parois latérales (de 8 à 24 mm) avec un courant de court-circuit présumé de 10 kA et des vitesses d'ouverture de contacts de 2,2 et 6 m/s. Les résultats sont montrés figure 2.9.

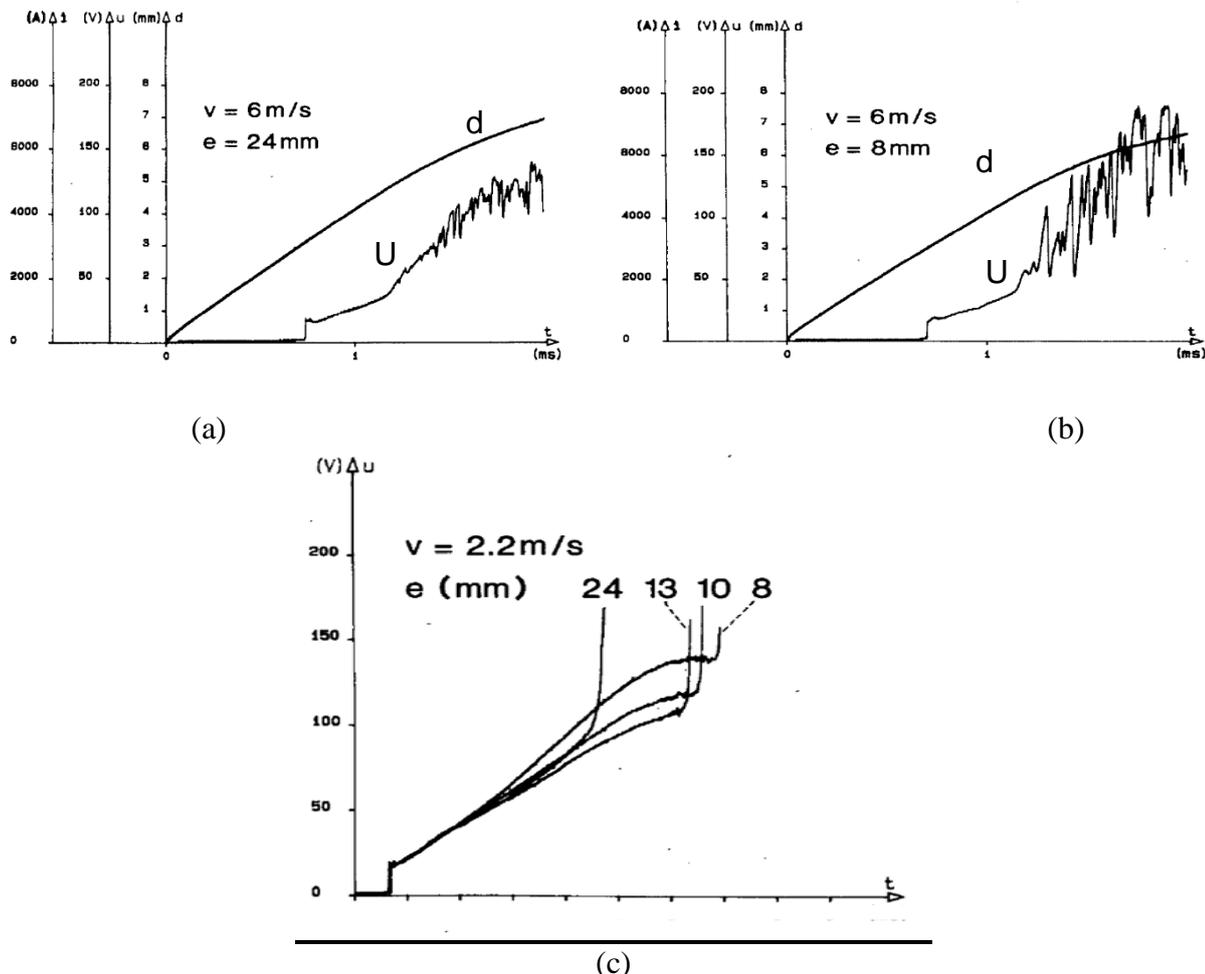


Fig. 2.9. Temps d'immobilité de l'arc en fonction de la largeur de la chambre pour une vitesse d'ouverture de 6 m/s (a et b) et une vitesse d'ouverture de 2,2 m/s (c) [Bel85].

Comme le montre la figure 2.9, pour une vitesse d'ouverture de contacts de 2,2 m/s, lorsque la distance entre les parois latérales augmente, le temps d'immobilité est réduit jusqu'à 30%. Cependant, cette distance n'a aucun effet sur le temps d'immobilité de l'arc lorsque la vitesse

d'ouverture des contacts est de 6 m/s. Les variations du temps d'immobilité observées à 2,2 m/s sont expliquées dans cet article par le fait que les parois latérales exercent une surpression sur l'arc qui se rajoute à la pression liée à l'élévation de la température et à la vaporisation des matériaux, ce qui ralentit le mouvement de l'arc dans la zone des contacts.

Lindmayer [Lin98] dans son étude (section 2.1.1.2) met en évidence l'influence de la largeur de la chambre de coupure et de l'échappement sur le temps d'immobilité du devant et de l'arrière de l'arc, en fonction de l'intensité du courant. La figure 2.10 présente les résultats du temps d'immobilité de l'arc en fonction de l'intensité du courant pour trois chambres de largeurs 4,5 mm, 8 mm et 12 mm, avec des barrières entièrement fermées. Les incertitudes ne sont pas renseignées dans l'article.

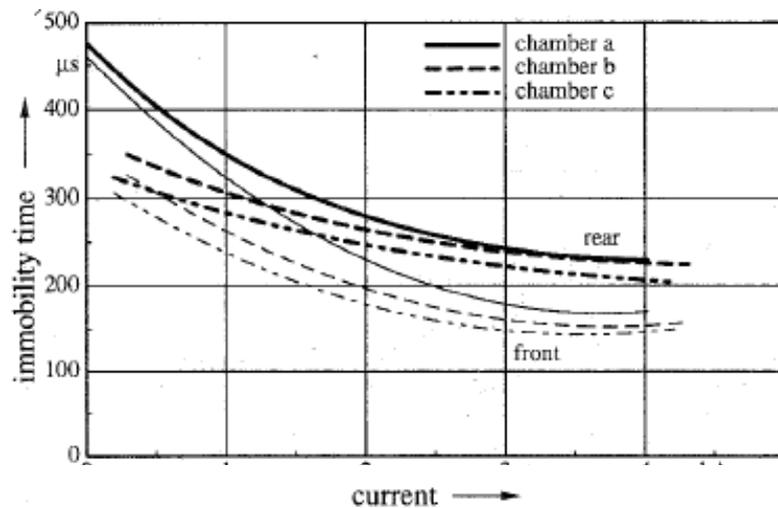


Fig. 2.10. Temps d'immobilité du front et de l'arrière de l'arc en fonction de l'intensité du courant pour 3 chambres de coupure de largeur différente [Lin98]
(a) : 4,5 mm, (b) : 8 mm, (c) : 12 mm.

La figure 2.10 confirme les résultats obtenus par Belbel [Bel85] car en augmentant la largeur de la chambre de coupure, le temps d'immobilité diminue. On peut voir que pour des courants faibles, et pour une chambre étroite (figure 2.10 (a)), la faible distance entre les parois augmente significativement le temps d'immobilité. Cependant, pour des courants supérieurs à 3 kA, l'influence de la distance entre les parois sur le temps d'immobilité est réduite. On peut aussi distinguer le mouvement du front d'arc et de l'arrière de l'arc. Une large chambre (c) entraîne une diminution du temps d'immobilité en arrière de l'arc plus importante que celui en avant de l'arc, surtout pour des courants inférieurs à 3 kA.

L'influence de l'échappement sur le temps d'immobilité est également étudiée dans ce travail. La figure 2.11 montre le temps d'immobilité de l'arc en fonction de l'intensité du courant pour 3 types d'échappement : des barrières entièrement fermées, des barrières perforées et des barrières entièrement ouvertes. La largeur choisie pour ces essais est de 8 mm correspondant à la chambre b (figure 2.10).

D'après la figure 2.11, il est bien constaté que les temps d'immobilité du front et de l'arrière de l'arc ne sont pas influencés par l'échappement, seule l'ouverture complète conduit à une légère diminution du temps d'immobilité du front d'arc pour des faibles courants.

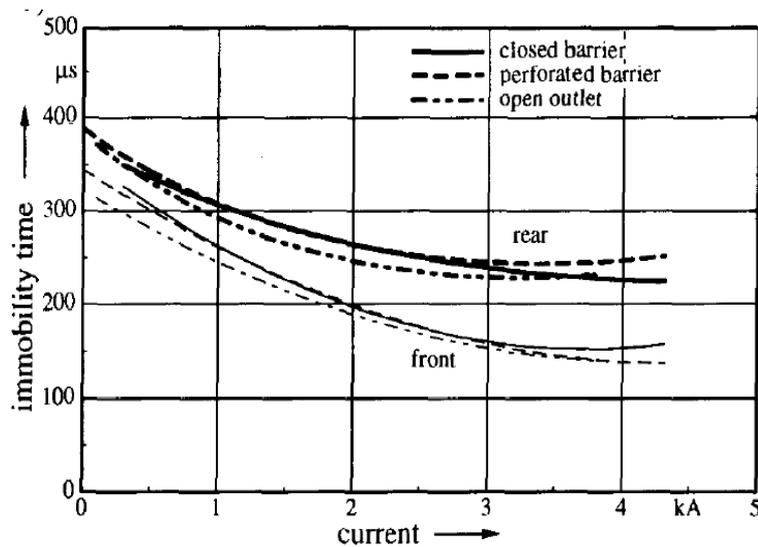


Fig. 2.11. Temps d'immobilité du front et de l'arrière de l'arc en fonction de l'échappement et l'intensité du courant [Lin98].

2.1.3. Vitesse et déplacement de l'arc électrique à l'intérieur des chambres de coupure

La deuxième phase qui suit la création de l'arc est la phase de déplacement de l'arc. Il existe un certain espace entre la zone des contacts mobiles et les plaques séparatrices dans les chambres de coupure où l'arc se déplace pour arriver aux séparateurs. Les deux forces qui favorisent le mouvement de l'arc entre les rails sont les forces magnétiques et les forces hydrodynamiques. Par conséquent, pour accélérer le déplacement de l'arc vers les séparateurs il faut soit optimiser la configuration de la chambre de coupure, soit augmenter l'intensité des forces magnétiques. Dans ce paragraphe, des études sur les paramètres qui affectent les forces hydrodynamiques sont présentées tels que la largeur de la chambre de coupure et le pourcentage d'échappement. Des essais qui étudient l'influence du champ magnétique externe sur le déplacement de l'arc sont présentés ensuite.

2.1.3.1. Influence de l'échappement et de la largeur de la chambre de coupure sur la vitesse de l'arc électrique

La plupart des essais réalisés pour étudier les paramètres qui affectent la vitesse de l'arc consiste à créer un arc entre deux rails parallèles à l'aide d'un fil fin. Dans ce paragraphe, l'influence de l'échappement sur le déplacement et la vitesse de l'arc est présentée.

Premièrement, on présente une expérience faite par Yi Wu *et al* [Wu08] qui s'effectue comme suit : l'arc est initié par un fil fusible fin situé au milieu d'une chambre de coupure de longueur 50 mm et de largeur 10 mm. Le courant d'arc est fourni par une batterie de condensateurs à 0,1 F chargée sous une tension de 450 V et une résistance de 1 Ω connectée en série. La valeur du courant (qui est proche de 400 A) change légèrement dans les premières millisecondes (intervalle de mouvement de l'arc) en raison de la valeur élevée de la constante de temps du circuit (0,1 s). Un champ magnétique externe normal au plan médian de la chambre B_{ez} d'intensité 5 mT est imposé pour entraîner le mouvement de l'arc le long de l'électrode. La position de l'arc est enregistrée par une caméra rapide. Trois tests pour des pourcentages différents d'échappement ont été effectués, compte tenu de l'influence d'une perturbation aléatoire sur le mouvement de l'arc.

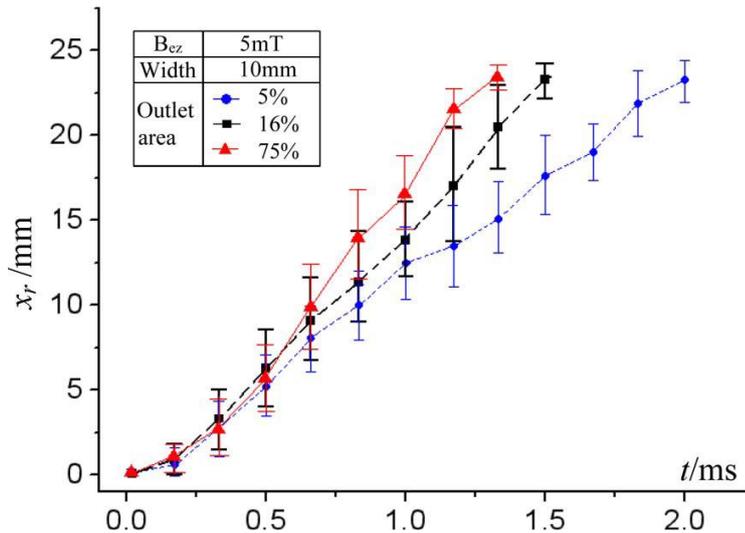


Fig. 2.12. Position de l'arc en fonction du temps pour 3 différents pourcentages d'échappement [Wu08].

Les courbes de la figure 2.12 indiquent la position de l'arc en fonction du temps pour les 3 différents pourcentages d'échappement en sortie. Ces pourcentages représentent la proportion de la surface ouverte par rapport à la surface totale de la paroi à l'extrémité de la chambre de coupure. Aux incertitudes près, les résultats de la figure 2.12 montrent que le déplacement de l'arc est identique pour les trois pourcentages d'échappement jusqu'à 1 ms. Au-delà de 1 ms, des différences apparaissent mais les écarts ne semblent significatifs qu'à partir de 1,5 ms : la vitesse augmente quand l'échappement augmente. La vitesse de l'arc en fonction du pourcentage d'échappement est montrée figure 2.13.

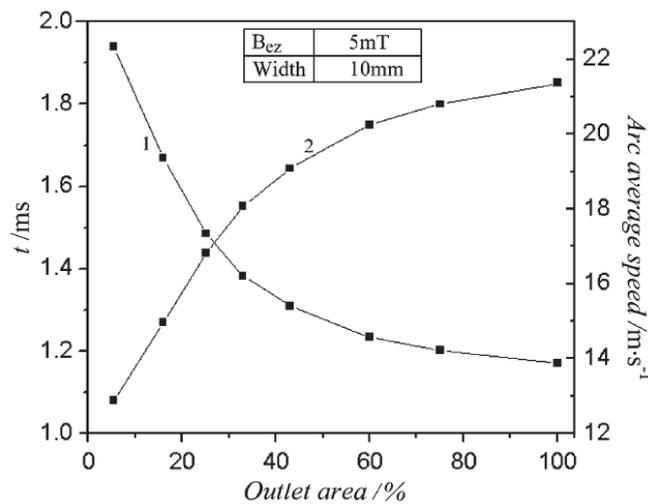


Fig. 2.13. Avancement de l'arc en fonction du pourcentage d'échappement [Wu08].
1 : t , durée de la présence de l'arc, 2 : vitesse de l'arc.

La figure 2.13 montre que lorsque la surface de l'ouverture est petite, i.e., inférieure à 40% de la surface totale environ, la vitesse de l'arc augmente rapidement. Par conséquent, la durée de la présence de l'arc dans la chambre diminue. Cependant, lorsque la surface d'ouverture dépasse environ 60% de la zone de la paroi, la vitesse d'arc moyenne et la durée du mouvement de l'arc dépendent moins de l'échappement. Cela signifie que l'échappement a un fort effet sur la vitesse de

l'arc pour un pourcentage de moins de 60%. Après cette valeur, l'augmentation de l'échappement n'a pas un grand effet sur l'amélioration du déplacement de l'arc dans la chambre.

Dans le même contexte Yi Wu [Wu08] a démontré que lorsqu'on augmente la largeur de la chambre, la vitesse de l'arc augmente.

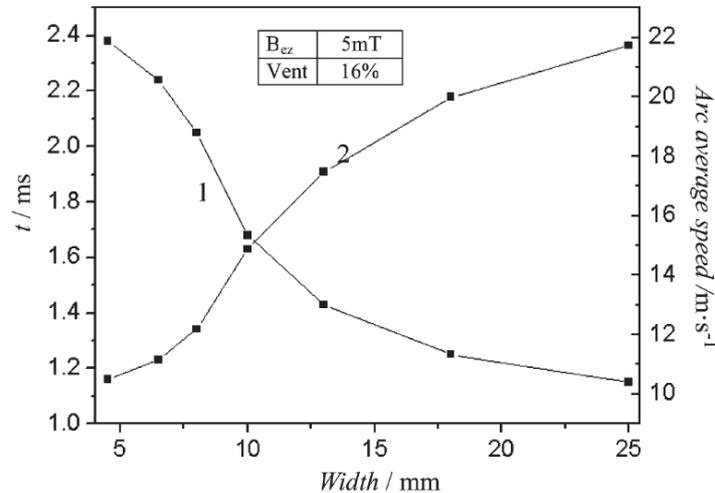


Fig. 2.14. Vitesse de l'arc en fonction de la largeur de la chambre de coupure [Wu08].
1 : t, durée de la présence de l'arc, 2 : vitesse de l'arc.

D'après la figure 2.14, on peut observer une forte dépendance entre la vitesse de l'arc et la largeur de la chambre de coupure à partir d'une largeur de 7 mm jusqu'à 20 mm. La queue derrière la colonne d'arc existe quelle que soit la largeur. Cependant, sa longueur est plus grande pour des chambres larges, ce qui permet à l'arc de se propager plus facilement vers l'arrière. Ce fait peut être expliqué en se référant à la figure 2.15 qui montre la distribution du flux de gaz et de température dans le plan central de la chambre de coupure.

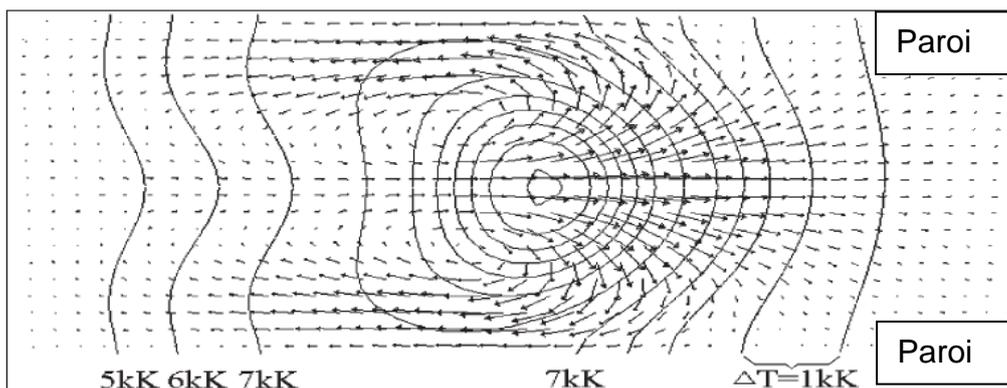
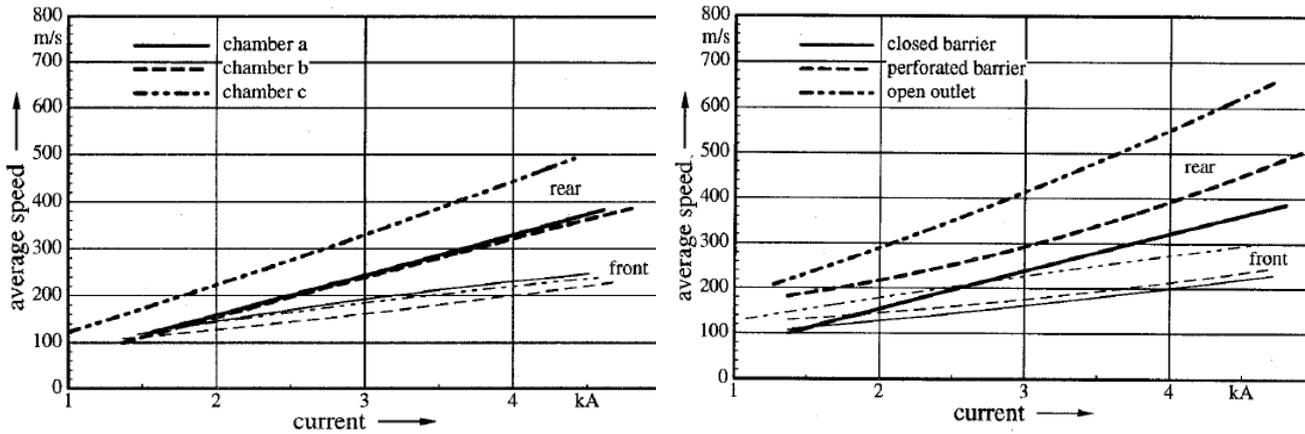


Fig. 2.15. Coupe d'un plan central de la chambre de coupure qui montre les vecteurs du flux de gaz et la distribution de température dans le plan [Wu08].

La figure 2.15 montre deux vortex. Le gaz près de la paroi s'écoule vers l'arrière de la chambre, ce qui forme la queue derrière la colonne d'arc. Lorsque la largeur de la chambre est réduite, les vortex sont plus serrés, le flux vers l'arrière devient plus faible et la queue de la colonne d'arc devient en conséquence plus courte. La queue de la colonne d'arc est composée des gaz chauds résiduels présents derrière la colonne d'arc. Les longues queues augmentent la probabilité de réamorçage de

l'arc vers l'arrière, ce qui signifie qu'un nouvel arc parallèle se produit derrière le premier arc. Ce phénomène peut entraîner l'échec de l'extinction de l'arc. En conséquence, la réduction de la largeur de la chambre rend l'allumage de l'arc en arrière moins susceptible de se produire mais a l'inconvénient de ralentir l'avancement de l'arc.

Lindmayer [Lin98] a aussi mesuré dans son travail la vitesse moyenne de l'arc lorsque l'arc quitte le contact mobile et arrive aux séparateurs. Cette vitesse moyenne est présentée dans la figure 2.16 en fonction du courant.



(a) : vitesse moyenne du front et de l'arrière de l'arc en fonction de l'intensité du courant pour 3 chambres de coupure de largeur différente. a : 4,5 mm, b : 8 mm, c : 12 mm.

(b) : vitesse moyenne du front et de l'arrière de l'arc en fonction de l'intensité du courant pour 3 types d'échappement.

Fig. 2.16. Vitesse moyenne du front et de l'arrière de l'arc en fonction de l'intensité du courant [Lin98].

La figure 2.16 (a) montre les résultats pour les 3 chambres de largeurs différentes avec des barrières entièrement fermées, et la figure 2.16 (b) montre la vitesse moyenne pour la chambre b mais avec 3 types d'échappement : barrières fermées, barrières partiellement ouvertes et barrières totalement ouvertes. D'après la figure 2.16, il est bien constaté que les vitesses du front d'arc ne sont pas trop influencées par l'échappement, ni par la largeur de la chambre de coupure. Seule l'ouverture complète (figure 2.16 (b)) conduit à une légère augmentation de la vitesse. Par contre, l'échappement influe sur le mouvement de l'arrière de l'arc. Une chambre large (chambre c, figure 2.16 (a)) ainsi qu'une barrière perforée (figure 2.16 (b)) entraînent une augmentation significative de la vitesse en arrière de l'arc. Cela est dû d'après Lindmayer au chauffage du volume de gaz environnant pendant l'avancée de l'arc.

2.1.3.2. Effet d'un champ magnétique extérieur sur le déplacement de l'arc électrique

Schlitz [Sch99] étudie l'effet d'un champ magnétique extérieur homogène de valeurs 5, 10 et 20 mT sur le déplacement d'un arc dans une chambre de coupure à deux rails. Des simulations réalisées avec Fluent sont faites et sont vérifiées par des essais expérimentaux. Les résultats des simulations sont montrés dans cet article. La géométrie de la chambre de coupure prise pour ces simulations est montrée figure 2.17.

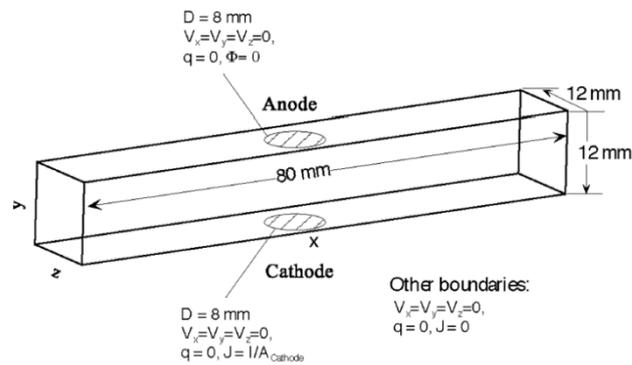


Fig. 2.17. Schéma de la chambre de coupe avec la colonne pris dans les simulations [Sch99].

L'arc pour ces modèles est initié par un cylindre à haute température (20000K) au milieu de la chambre de coupe. La chambre est alimentée par un courant de 1000 A. Le calcul est fait pour une durée de 0,6 ms.

Les vitesses de l'arc électrique dans la chambre sous un champ magnétique externe de 5, 10 et 20 mT ainsi que dans une chambre sans champ magnétique externe sont montrées figure 2.18, dans un plan x-y pris au milieu de la chambre.

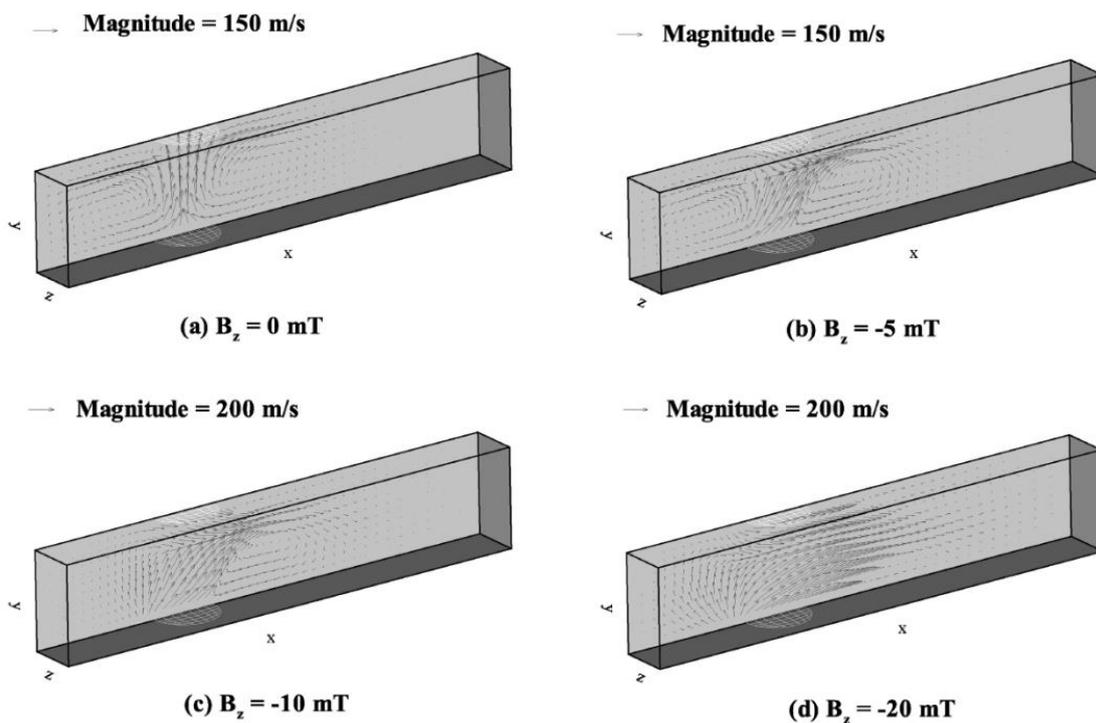


Fig. 2.18. Vitesse de l'arc électrique pour différentes valeurs de champ magnétique externe dans un plan central x-y [Sch99].

La figure 2.18 montre bien le décalage des directions du champ de vitesse ainsi que les flux de gaz éjectés par la cathode et l'anode en présence d'un champ magnétique externe.

Mingzhe Rong *et al* [Rong05] étudie l'effet d'un champ magnétique extérieur homogène de valeurs 2, 5, 8 et 10 mT sur le déplacement d'un arc dans deux chambres de coupe à deux rails. La première chambre est sans séparateur (figure 2.19 (a)) et la deuxième chambre est avec séparateurs (figure 2.19 (b)).

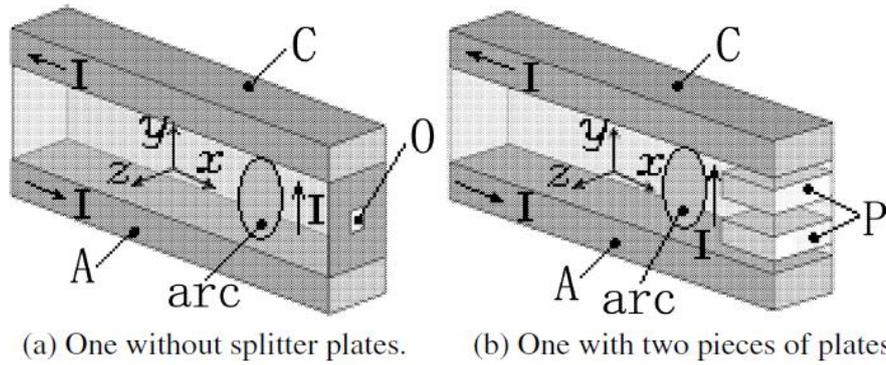


Fig. 2.19. Deux chambres de coupure de même géométrie, a) sans séparateurs b) avec séparateurs [Rong05].

Ces chambres sont enfermées par des parois de matière isolante (référence non précisée dans l'article car l'ablation des parois est négligée). Dans la chambre b, des séparateurs de matière isolante sont intégrés à la fin. Les chambres ont pour dimensions 50mm×8mm×8mm. Des simulations sont faites pour ces essais, et l'arc pour ces modèles est initié par un cylindre à haute température (20000 K) au milieu de la chambre de coupure. Le courant appliqué est de 120A. La simulation est vérifiée ultérieurement par des essais expérimentaux pour les mêmes conditions. L'effet de l'application d'un champ magnétique extérieur dans les deux chambres est montré sur la figure 2.20.

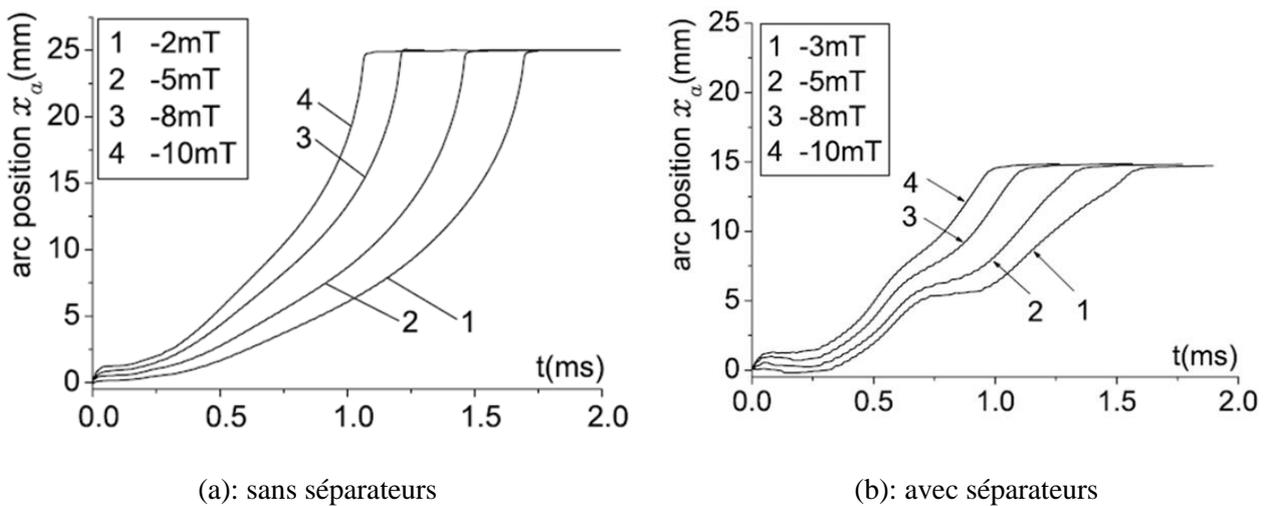


Fig. 2.20. Position de l'arc en fonction du champ magnétique extérieur B_{ez} appliqué [Rong05].

Dans le cas sans séparateurs (figure 2.20 (a)), il est constaté qu'avant 0,3 ms il n'y a pas de grande différence d'augmentation de vitesse (temps mort). Après 0,3 ms le déplacement de l'arc augmente rapidement lorsque le champ magnétique augmente.

Dans le cas avec séparateurs (figure 2.20 (b)), un ralentissement est vu plusieurs fois durant le déplacement de l'arc. Mingzhe Rong attribue ce ralentissement au fait que les séparateurs et le gaz froid devant l'arc bloquent ou au moins ralentissent l'avancement de flux de gaz chaud. Quand le gaz froid est poussé hors de la chambre à travers les gaps entre les séparateurs et les électrodes, l'arc avance de nouveau. Dans cette structure, quand B est de 10 mT, l'effet du ralentissement qui vient des séparateurs est négligeable.

2.2. Présentation générale du banc d'essai de ce travail

La géométrie de la chambre de coupure de l'interrupteur industriel est complexe et compacte dans le but d'économiser de l'espace. Il existe donc de nombreuses contraintes géométriques qui rendent difficile l'analyse séparée des paramètres auxquels on s'intéresse, ainsi que l'étude par modélisation et simulation numérique. D'où l'idée de réaliser un banc d'essai pour reproduire un arc électrique dans des conditions similaires à celles de l'interrupteur industriel présenté dans le chapitre 1, paragraphe 1.5. Ce banc nous permet de faire des études paramétriques sur certaines grandeurs physiques. La géométrie de ce banc est beaucoup plus simple pour pouvoir ensuite l'intégrer dans nos simulations numériques présentées au chapitre 4.

Le but du banc d'essai est de pouvoir faire varier les paramètres dont on veut étudier l'effet sur le déplacement de l'arc, tels que la géométrie de la chambre de coupure, le pourcentage d'échappement, la vitesse d'ouverture des contacts. Il permet d'étudier le déplacement des arcs électriques sous fort champ magnétique jusqu'à 0,2 T afin de mieux comprendre le comportement de ces arcs face au champ magnétique généré par l'aimant permanent utilisé dans l'appareillage industriel. Il permet de comparer les résultats de la modélisation aux résultats expérimentaux, pour des grandeurs tels que l'intensité du courant, la tension et l'énergie dissipée d'arc, le temps de commutation de l'arc sur les rails et sa durée. Enfin, dans le cas de travaux futurs, ce banc permettra aussi l'étude de l'interaction entre l'arc électrique et les parois isolantes afin de mieux comprendre la tenue des matériaux isolants face à l'arc électrique, et de pré-valider des matériaux isolants.

Le banc d'essai est constitué d'une maquette reproduisant le principe de la chambre de coupure de l'interrupteur, liée à un système d'alimentation électrique, un système d'ouverture des contacts, un système de génération d'un champ magnétique externe uniforme d'intensité proche de celle d'un champ magnétique produit par un aimant et un système d'acquisition et de post-traitement. L'ensemble est présenté sur la figure 2.21.

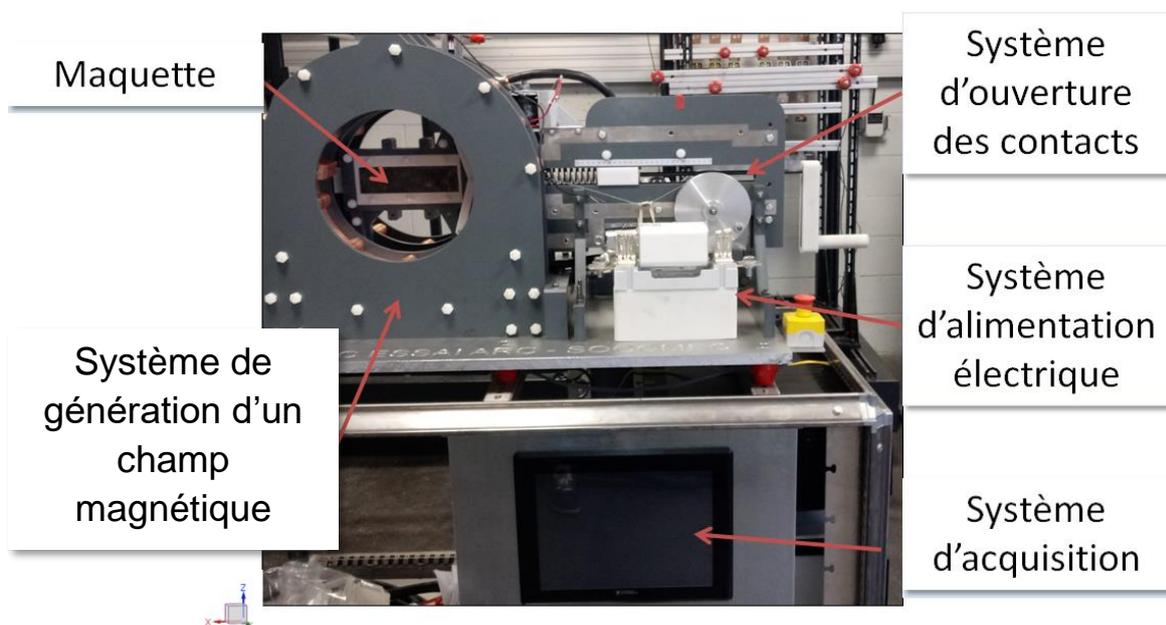


Fig. 2.21. Vue de l'ensemble du banc d'essai.

2.2.1. La maquette

La maquette est un modèle simplifié de la chambre de coupure réelle qui se trouve dans l'interrupteur industriel. On retrouve dans la littérature de nombreuses publications sur des maquettes qui reproduisent le fonctionnement d'un appareil de coupure miniaturisé. Elles sont composées typiquement de deux rails fixes qui guident le mouvement de l'arc avec un contact mobile rotatif qui s'écarte du contact fixe et crée l'arc électrique [Sch99-Qué17]. Souvent dans ces travaux, l'extinction de l'arc se fait par fractionnement avec un empilement de séparateurs qui se trouve à la fin de la chambre de coupure.

La chambre de coupure de ce banc a un concept similaire. Elle a une forme rectangulaire avec deux rails en cuivre et la création de l'arc se fait par l'écartement des contacts. Cependant, l'ouverture se fait au moyen de deux contacts mobiles qui s'écartent simultanément avec un mouvement de translation et une même vitesse. Le mouvement de translation est choisi pour reproduire l'ouverture des contacts dans l'interrupteur industriel. Cela nous permet aussi de faciliter le mouvement des contacts dans les simulations et de simplifier le maillage mobile dans les modèles. Vu que dans l'interrupteur industriel le courant peut passer dans les deux sens, on a choisi de déplacer la cathode et l'anode symétriquement et ainsi éviter les effets de la polarité du contact mobile (comme c'est montré dans [Lee82]). Le mécanisme d'ouverture des contacts est détaillé dans la section 2.2.2. La maquette est présentée figure 2.22.

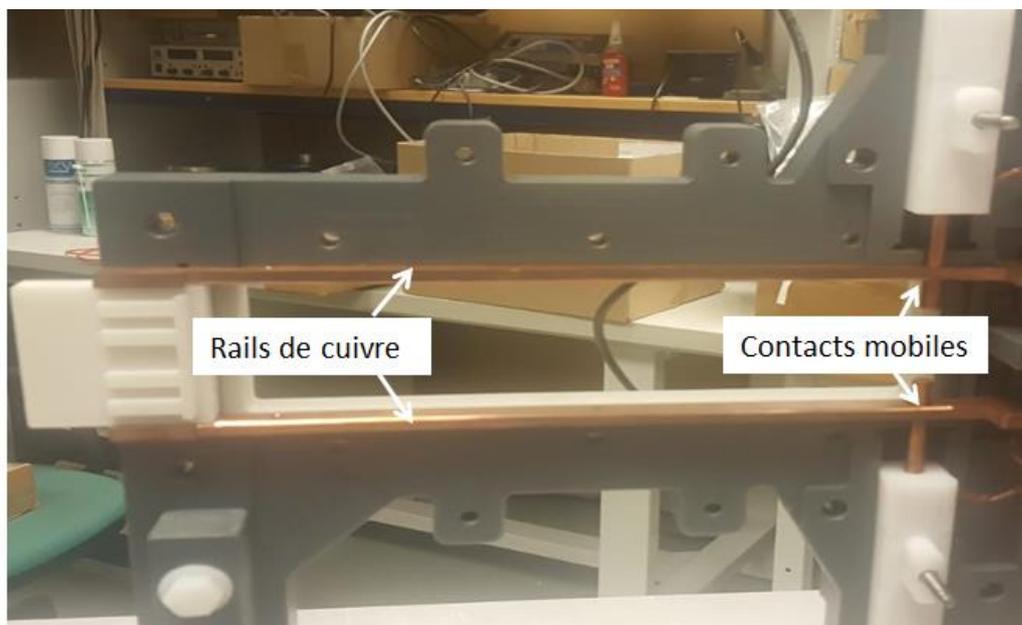


Fig. 2.22. Rails et contacts mobiles de la maquette.

Les dimensions de la chambre de coupure sont montrées sur la figure 2.23. La largeur de la chambre est 10 mm, identique à celle de l'interrupteur industriel. La longueur de la chambre est choisie à 200 mm pour pouvoir observer le déplacement de l'arc pendant une plus longue durée. La hauteur de la chambre est choisie à 50 mm. En effet, comme il est montré dans le chapitre 1, l'extinction de l'arc dans l'interrupteur industriel se fait uniquement par allongement et refroidissement sur les parois. Par conséquent, on a choisi d'augmenter la hauteur de la chambre pour donner un espace à l'arc pour s'allonger.

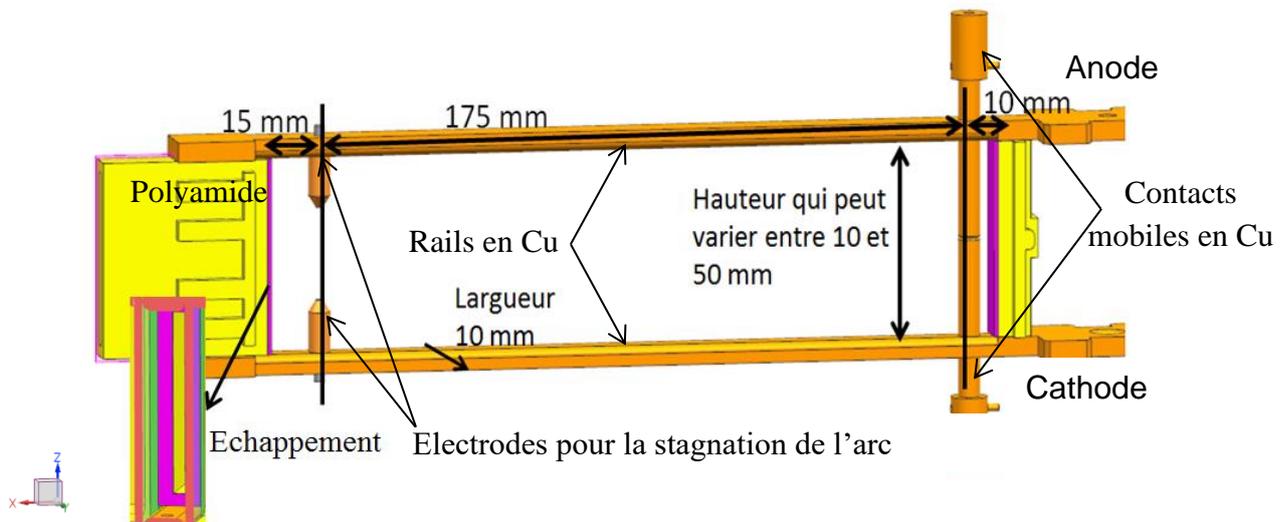


Fig. 2.23. Vue 3D de la maquette du banc d'essai.

Pour pouvoir insérer tous les capteurs utiles, plusieurs parois ont été prévues : une paroi transparente (Hérasil) pour observer directement l'arc avec une caméra rapide ; une paroi en polyamide avec deux ouvertures à gauche et à droite où deux capteurs de pression peuvent être positionnés pour mesurer la pression dans la chambre. Les deux parois sont montrées sur la figure 2.24.

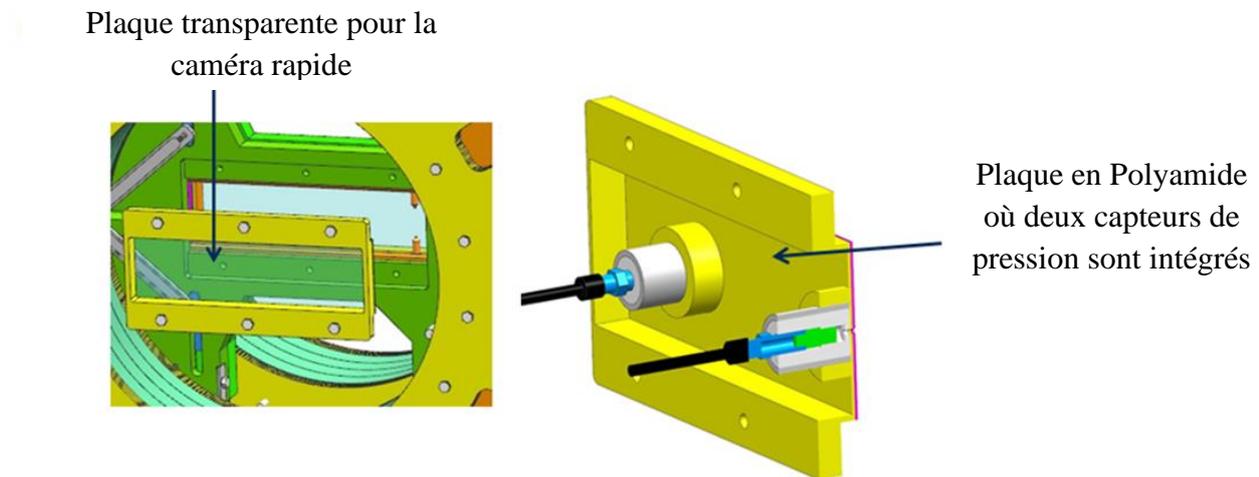


Fig. 2.24. Les différentes parois de la maquette avec les capteurs de mesure.

2.2.2. Système d'ouverture des contacts

Pour créer l'arc électrique dans le banc, on a reproduit le principe de l'interrupteur qui consiste à ouvrir deux contacts simultanément. Le mouvement d'ouverture des contacts est un mouvement de translation comme celui présent au sein de l'interrupteur. La vitesse d'ouverture des contacts doit être importante pour qu'elle soit proche de la valeur de la vitesse d'ouverture des contacts dans les appareillages de coupure (de l'ordre de 4 m/s).

Pour étudier l'effet de la vitesse d'ouverture sur le déplacement de l'arc, le mécanisme d'ouverture choisi permet de faire varier la vitesse entre 2 et 10 m/s. Les deux contacts sont reliés à un vérin

électrique dont le couple de force peut atteindre $200 \text{ N} \cdot \text{m}$. Ce vérin a pour rôle de convertir la rotation d'un moteur DC en un mouvement mécanique linéaire grâce à un axe à filetage.

Un interrupteur de fin de course est intégré pour permettre la déconnexion automatique du vérin en position désactivée. La vitesse peut être modifiée selon le ressort choisi et sa raideur. Le changement du sens de rotation du moteur est obtenu par inversion de la polarité de la tension de fonctionnement. La figure 2.25 montre le système d'ouverture des contacts.

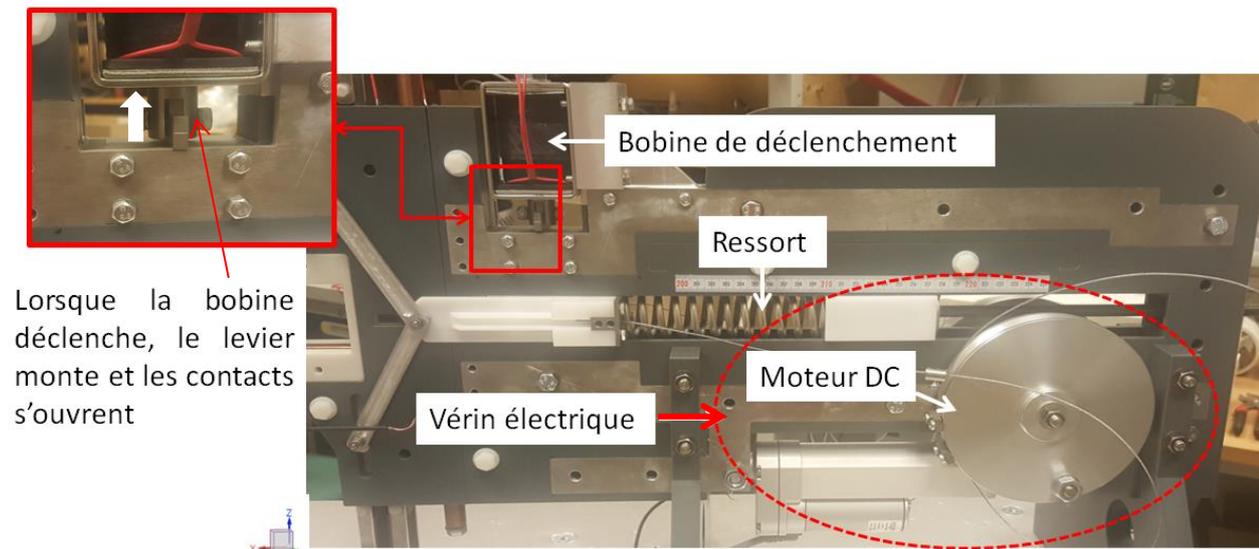
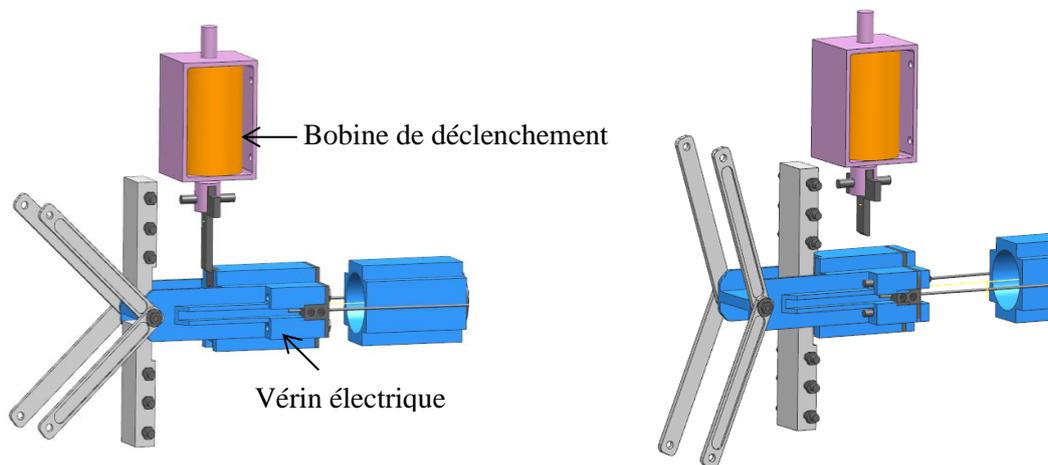


Fig. 2.25. Le système d'ouverture des contacts.

Le moteur est relié à une bobine de déclenchement. Cette bobine a pour rôle de lancer l'ouverture des contacts. On peut résumer sa fonction en deux étapes décrites dans la figure 2.26.



(a) : bobine de déclenchement en mode On. (b) : bobine de déclenchement en mode Off.

Fig. 2.26. Fonction de la bobine de déclenchement.

Lors de la première étape : la partie mobile de la bobine (le levier) est en bas. Les contacts sont fermés. On peut comprimer le ressort au maximum (figure 2.26 (a)). Lors de la deuxième étape : on alimente la bobine, le levier s'élève et le ressort se dilate et les contacts s'ouvrent. Le temps pour que la partie mobile s'élève est de 10 ms environ (figure 2.26 (b)).

Pour vérifier le bon fonctionnement de ce système d'ouverture, deux potentiomètres linéaires sont reliés aux contacts mobiles du banc. Ces potentiomètres se déplacent avec les contacts mobiles lors de l'ouverture. Ils sont montrés en rouge (figure 2.27).

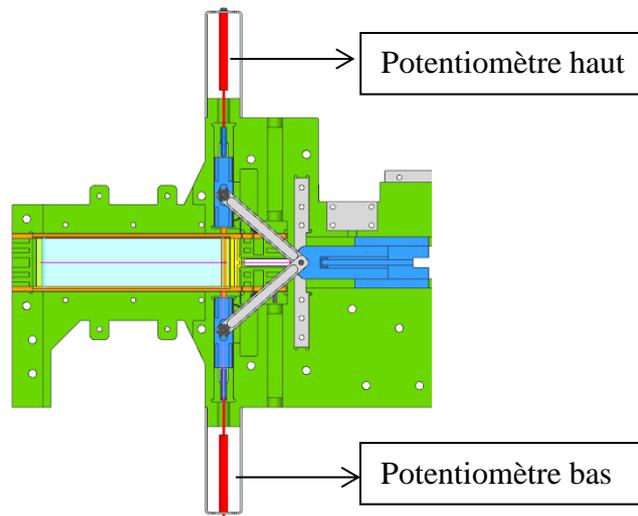


Fig. 2.27. Deux potentiomètres linéaires reliés aux deux contacts mobiles.

Les potentiomètres linéaires donnent une tension en fonction de leur déplacement, ou en d'autres termes la position du contact mobile. En fonction de la tension de sortie donnée (figure 2.28) on peut mesurer la distance entre les deux contacts, ainsi que la vitesse d'ouverture.

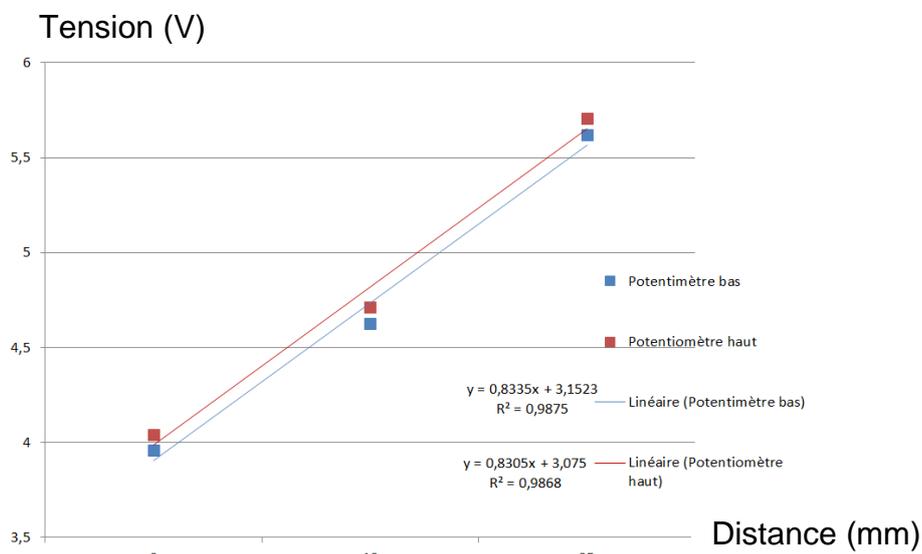


Fig. 2.28. Courbes des tensions de sortie données par les deux potentiomètres en fonction de la distance entre les contacts.

Le premier essai est fait pour étalonner les deux potentiomètres, vérifier que les tensions enregistrées sont bien proportionnelles aux distances entre les deux contacts et ainsi mesurer la vitesse d'ouverture des contacts. Pour étalonner les potentiomètres linéaires, on a choisi de faire varier les distances entre les contacts par des corps calés de longueur 0 mm, 10 mm, et 25 mm, mis entre les deux contacts. Pour chaque distance on a mesuré les tensions obtenues par les deux

potentiomètres reliés aux deux contacts haut et bas. Les courbes des tensions de sortie des deux potentiomètres en fonction de la distance entre les contacts sont présentées figure 2.28.

Les tensions de sortie sur la figure 2.28 montrent une tendance bien linéaire en fonction de la distance de séparation des contacts. Les deux droites ont un coefficient directeur $a = 0,083 \text{ V/mm}$ avec un coefficient de corrélation $R^2 = 0,99$.

Le réglage de la vitesse d'ouverture se fait en changeant l'allongement du ressort et en mesurant avec les potentiomètres la vitesse d'ouverture calculée selon le coefficient a .

2.2.3. Système d'alimentation électrique

Les tests expérimentaux jouent un rôle majeur dans le développement des nouvelles technologies. C'est la raison principale qui pousse les entreprises à posséder des centres de tests pour réaliser leurs propres mesures. Socomec a une station d'essais électriques, Tesla Lab, accréditée par COFRAC (COmité FRançais d'ACcréditation), et fait partie de l'ASEFA (Organisme de certification de l'Appareillage basse tension) et du LOVAG (LOw Voltage Agreement Group). Elle travaille régulièrement en partenariat avec des organismes de certification internationaux. Ce centre a plusieurs fonctions comme la vérification des pouvoirs de fermeture et de coupure (surcharges), la vérification des caractéristiques des courts-circuits présumés et de courte durée admissibles (1 seconde et 3 secondes), et la vérification des durées électriques et des différentes caractéristiques de fonctionnement des protections (fusibles, disjoncteurs, ...).

Tesla Lab assure des essais en courant continu à travers un pont redresseur triphasé alimenté par une des 3 plates-formes suivantes [Telb].

Plate-forme 1 : elle est alimentée par un transformateur HT/BT de 1250 kVA pour une gamme de tension qui varie entre 200 V et 1100 V. Les courants disponibles arrivent jusqu'à 2500 A/440 V, 2000 A/550 V et 1500 A/725 V.

Plate-forme 2 : sa source de puissance est un alternateur bénéficiant d'une puissance nominale 4 MVA, d'une puissance instantanée 20 MVA, avec des caractéristiques d'essais de 30 kA/440 V et 24 kA/525 V.

Plate-forme 3 : sa source de puissance est un alternateur bénéficiant d'une puissance nominale 28 MVA, d'une puissance instantanée 100 MVA, avec des caractéristiques d'essais de 100 kA/440 V, 80 kA/525 V, 50 kA/725 V et 100 kA 1 seconde, 50 kA 3 secondes.

Tesla Lab propose aussi un ensemble d'équipements et de services pour suivre les essais dans les meilleures conditions tels qu'une caméra de suivi des essais avec un écran de supervision, un écran PC donnant les résultats en temps réel, et une salle équipée : prise informatique et enregistrement vidéo des essais.

Les essais de suivi de l'arc électrique dans le banc sont faits dans ce centre en se servant de la plate-forme 1. Le banc est alimenté par une tension de 375 V. L'intensité du courant varie entre 32 A et 128 A. Dans tous les essais, le circuit qui alimente le banc est un circuit RL. La valeur de la résistance R et l'inductance de la bobine L varient pour donner l'intensité du courant désirée pour 375 V, en conservant à chaque fois une constante de réseau τ de 1 ms. Le schéma d'alimentation du banc est montré figure 2.29.

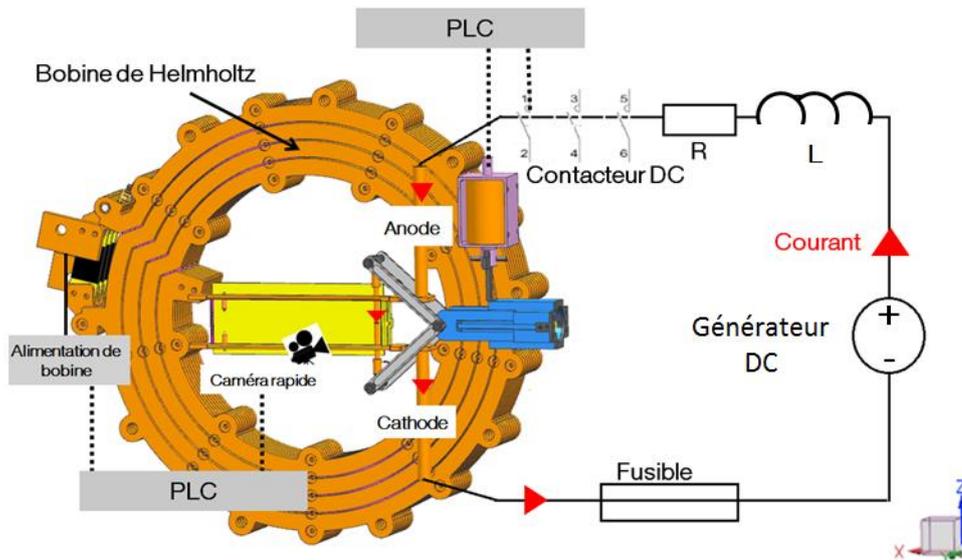


Fig. 2.29. Schéma d'alimentation électrique du banc d'essai.

Le circuit RL de la plateforme 1 est relié à un contacteur DC qui est lui-même relié à l'anode du banc. Ce contacteur permet de piloter le temps d'alimentation du banc d'essai. Pour la protection des courants de court-circuit ou dans le cas où le contacteur ne marche pas, la cathode est reliée à un fusible de 1500 VDC pour la protection.

2.2.4. Système de génération d'un champ magnétique externe

Le but principal de ce travail est d'étudier le déplacement de l'arc sous l'effet d'un fort champ magnétique, d'où la nécessité d'introduire une source de champ magnétique extérieur dans le banc d'essai. Notre choix pour cette source est la bobine de Helmholtz (figure 2.30).

Ce choix est dû au fait que le champ magnétique produit par la bobine est uniforme le long de la chambre de coupure d'une part, et on a la possibilité de faire varier son intensité en modifiant le courant dans la bobine d'autre part.

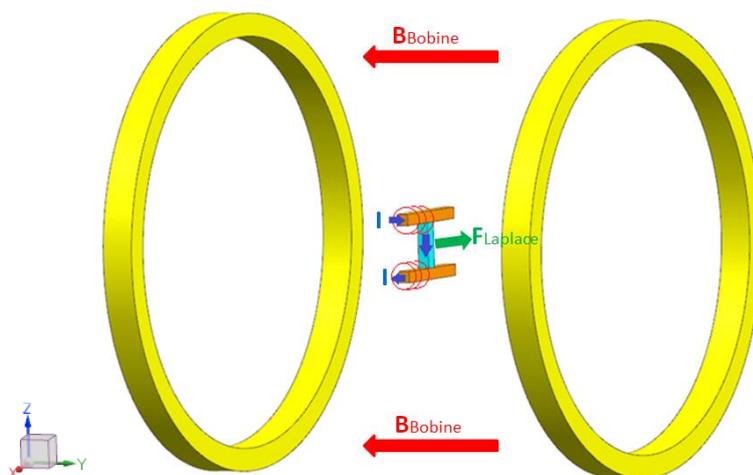


Fig. 2.30. Présentation simple de la chambre de coupure au milieu de la bobine de Helmholtz.

La bobine de Helmholtz pour créer un champ externe homogène à l'arc a souvent été utilisée dans des travaux antérieurs. On cite principalement ici le travail de Zeller [Zel01].

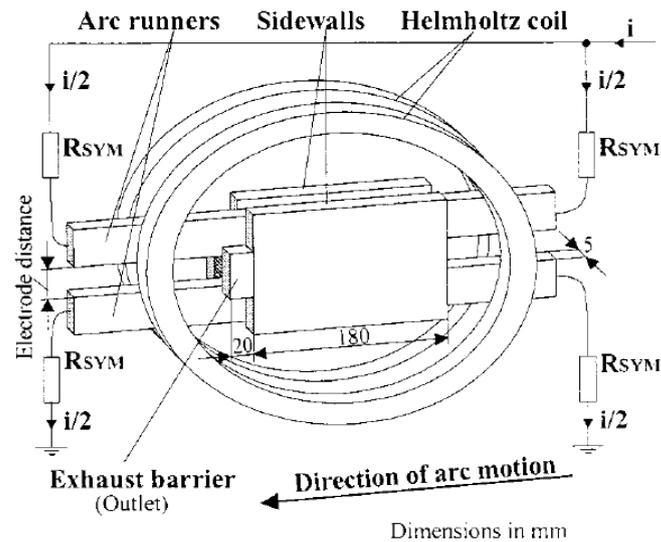


Fig. 2.31. Bobine de Helmholtz utilisée dans le banc d'essai pour générer un champ magnétique externe [Zel01].

Dans l'étude de Zeller, la chambre de coupure est constituée de deux rails de cuivre parallèles entourés latéralement par une paroi en céramique et une paroi en verre. Le champ magnétique externe est généré par la bobine de Helmholtz (figure 2.31). Ce champ généré est homogène et constant dans la chambre de coupure. Son intensité peut varier jusqu'à 100 mT. Le courant d'arc (1 à 5 kA) est alimenté symétriquement avec une même résistance (R_{SYM}) afin de minimiser l'effet du champ magnétique induit par les amenées de courant. Ainsi, l'induction magnétique peut être modifiée indépendamment du courant d'arc. La bobine de Helmholtz est alimentée avant l'initiation de l'arc. L'arc est initié au milieu de la chambre à 90 mm des extrémités de celle-ci.

En annulant l'effet du champ magnétique induit par les amenées de courant [Sch99] et en conservant un champ externe constant et uniforme, la vitesse de l'arc est relativement faible de l'ordre de 10 m/s puis elle augmente jusqu'à 120 m/s. Cette évolution dépend fortement de la largeur de la chambre de coupure et du pourcentage d'échappement à la fin de la chambre.

On s'est inspiré de ce travail pour construire notre propre bobine de Helmholtz. Le but est de construire une bobine qui génère un champ le plus uniforme possible le long de la chambre de coupure et dont l'intensité peut atteindre 0,2 T pour être dans les mêmes conditions que celles obtenues avec l'aimant néodyme intégré dans l'interrupteur industriel.

2.2.4.1. Conception de la bobine de Helmholtz

On peut modéliser les bobines de Helmholtz par deux associations de n spires parcourues par un même courant I , de même rayon r_B et séparées d'une distance r_B .

Le champ produit par les deux enroulements est extrait de la loi de Biot-Savart. En faisant la somme du champ magnétique produit par chaque spire on obtient

$$B = \frac{\mu n I}{r_B} \left(\frac{4}{5}\right)^{\frac{3}{2}} \quad (2.1)$$

avec μ la perméabilité magnétique du cuivre qui est égale à $\mu_0\mu_r$, avec $\mu_r=1$ et $\mu_0= 4\pi \times 10^{-7}$ H/m.

Pour notre étude on a besoin d'une bobine capable de générer un champ magnétique pouvant aller jusqu'à 0,2 T avec une contrainte sur le diamètre qui doit être supérieur à 300 mm pour que la chambre de coupure soit bien au centre de la bobine.

Nous nous sommes intéressés au choix de la section du cuivre la plus favorable pour notre géométrie, prenant en compte l'intensité maximale du courant que peut supporter le barreau enroulé de cuivre selon sa section et la résistance propre de la bobine.

L'intensité du maintien de la bobine dépend de sa résistance propre. Celle-ci est calculée comme suit : sachant que la résistance propre d'un solide est égale à $\frac{\rho_e l}{S}$, avec ρ_e la résistivité du matériau (ici c'est le cuivre), l sa longueur et S la section, la résistance d'une paire de bobines de diamètre D , avec n spires enroulées est :

$$R = \frac{4\rho_e nD}{d^2} \quad (2.2)$$

avec $n\pi D$ la longueur du barreau du cuivre enroulé, $S = \frac{\pi d^2}{4}$ sa section et d le diamètre du barreau de cuivre (figure 2.32).

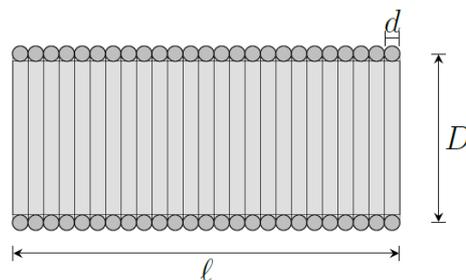


Fig. 2.32. Un barreau de cuivre enroulé.

Une étude a été faite pour connaître la section du fil à choisir et l'épaisseur de la bobine convenable. Plusieurs sections de fils Cu ont été comparées en considérant pour chacune l'intensité maximale que peut supporter le fil d'après les normes.

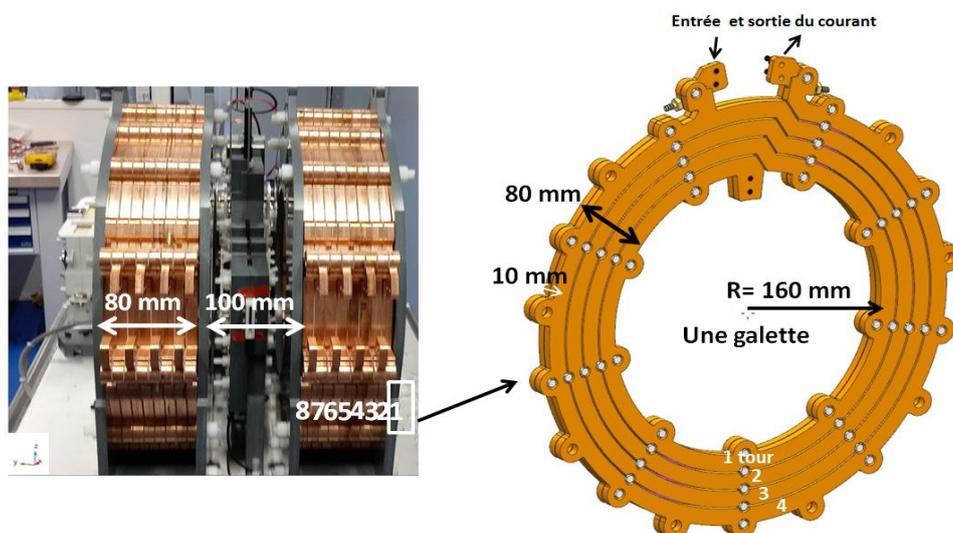


Fig. 2.33. La paire de bobines de Helmholtz du banc d'essai.

Vu que le diamètre minimal de la bobine doit être de 300 mm, on est arrivé à une conception montrée dans la figure 2.33 : la bobine a un diamètre de 320 mm (selon la direction x) avec une section de $80 \times 80 \text{ mm}^2$, épaisseur selon y \times épaisseur selon z. La section du barreau enroulé choisie est de $10 \text{ mm} \times 19 \text{ mm}$, car il peut supporter une intensité du courant jusqu'à 1500A.

Le nombre de tours dans chaque enroulement est égal à 32 (dans chaque enroulement 8 galettes et dans chaque galette 4 tours). La résistance de la bobine calculée selon l'équation (2.2) est $0,0052 \Omega$. La puissance qu'il faut générer pour alimenter la bobine est de 6,4 kW sous une tension de 5,8 V. Ce choix vient d'une optimisation de la puissance du générateur qu'il faut fournir, et de l'épaisseur de la section d'enroulement nécessaire à la génération du champ magnétique désiré.

Théoriquement, le champ magnétique généré par la bobine de Helmholtz d'après l'équation (2.1) doit être uniforme dans toute la région qui se trouve entre les deux enroulements. Cependant, vu l'épaisseur de la bobine, les dimensions des spires, et l'épaisseur de la chambre de coupure, il faut s'attendre à des écarts dans la pratique.

Une modélisation sous COMSOL est réalisée pour étudier l'homogénéité du champ magnétique dans la zone de coupure. Le logiciel COMSOL utilise les éléments finis, en se basant sur le système des équations de Maxwell pour calculer le champ magnétique. Les simulations faites sur ce logiciel sont décrites dans la section (2.2.4.2).

2.2.4.2. Modélisation de la paire des bobines de Helmholtz sous COMSOL

Le calcul d'homogénéité du champ magnétique de la bobine de Helmholtz dans la chambre de coupure est nécessaire, surtout quand la non-linéarité du champ magnétique a une valeur comparable au champ magnétique induit par l'arc électrique qui est de l'ordre de quelques mT.

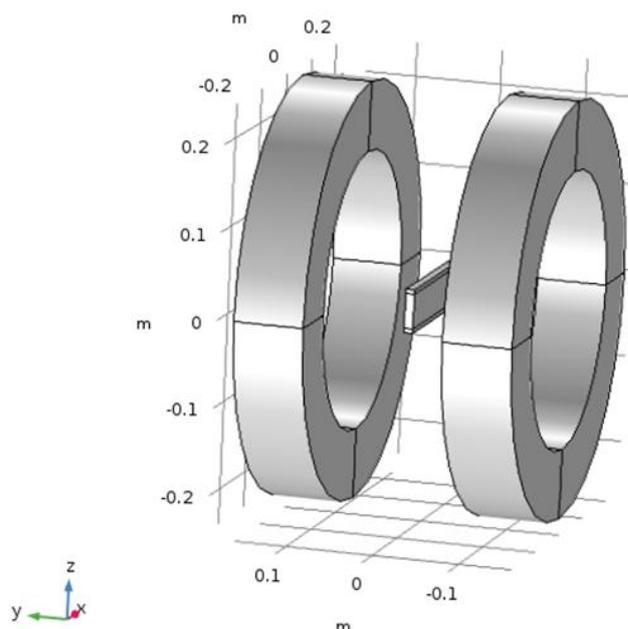


Fig. 2.34. Vue en 3D de la chambre au centre de la paire des bobines de Helmholtz dans COMSOL.

On calcule ici le champ magnétique généré par la bobine suivant y dans la figure 2.34, dans une chambre de coupure de dimensions $180 \times 10 \times 50 \text{ mm}^3$ ($L \times l \times h$). La position de la chambre est au centre entre la paire de bobines.

Pour calculer le champ magnétique, nous avons utilisé les équations de Maxwell. La résolution de ces équations se fait sous Comsol via le potentiel vecteur A où le potentiel vecteur A est calculé, puis le champ magnétique B est déduit. Le système d'équations utilisé pour le calcul du champ magnétique est le suivant

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (2.3)$$

$$\mathbf{H} = \mathbf{B} / \mu \quad (2.4)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (2.5)$$

où μ est la perméabilité du matériau, elle est égale à $4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$ dans l'air ainsi que dans le cuivre. La densité de courant dans la paire de bobines est calculée en utilisant un modèle homogène pour les bobines de Helmholtz, inclus dans COMSOL, tel que

$$\mathbf{J} = \frac{NI}{S} \mathbf{w} \quad (2.6)$$

avec N le nombre de spires dans chaque bobine, I le courant qui alimente la bobine, S la section d'une spire, et \mathbf{w} le vecteur unitaire qui donne le sens du courant dans chaque spire. Le courant pris est de 1500 A, la section d'un tour est de 190 mm^2 . Différentes positions des deux paires ont été étudiées pour chercher à obtenir un champ magnétique quasi-constant et de valeur proche de 0,2 T le long de la chambre de coupure. Nous présentons dans ce qui suit deux configurations calculées.

a) Configuration 1

Dans ce premier modèle, la géométrie d'une paire de bobines de Helmholtz est respectée : la distance entre les deux bobines est prise égale au rayon d'une spire de la paire de la bobine, soit 160 mm. Une coupe en 2D horizontale du plan central (x,y) montrant la position des deux bobines et celle de la chambre de coupure est montrée figure 2.35.

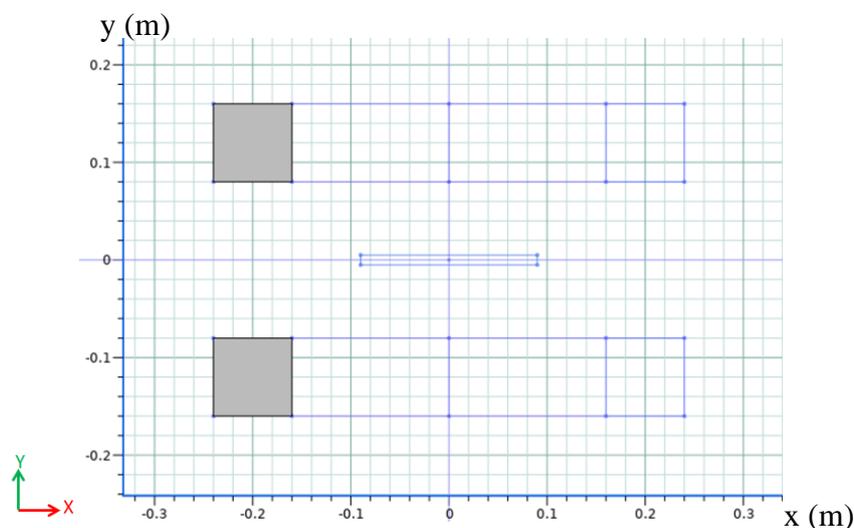


Fig. 2.35. Coupe du plan xy de la paire de bobines de Helmholtz avec la chambre de coupure. Rayon : 160 mm ; distance entre les deux bobines 160 mm ; section: $80 \times 80 \text{ mm}^2$.

Les résultats du champ magnétique normal généré par cette bobine ainsi que les variations des valeurs du champ normal dans la chambre de coupure et celles des champs transverse sont calculés. Le champ magnétique dans le plan central de la bobine est montré figure 2.36.

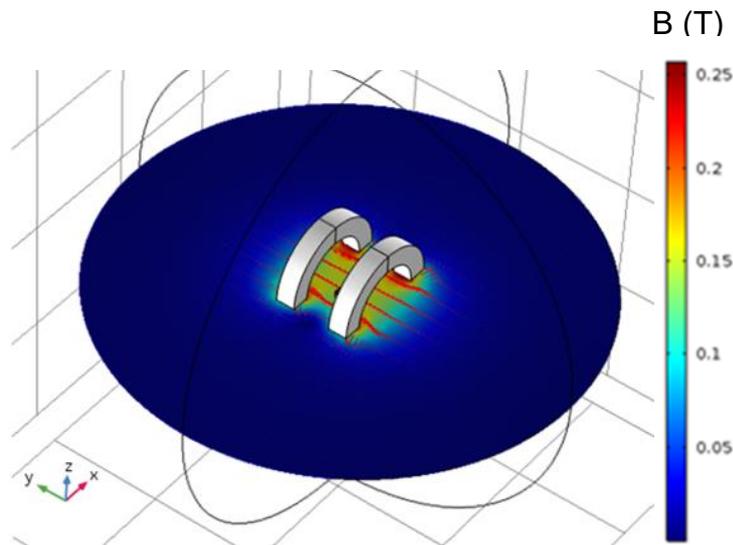


Fig. 2.36. Le champ magnétique dans le plan normal aux deux bobines, $z=0$.

Le champ dans la zone entre les deux bobines a des valeurs qui varient entre 0,15 T et 0,2 T. Le champ normal suivant la direction y dans la chambre de coupure est montré figure 2.37.

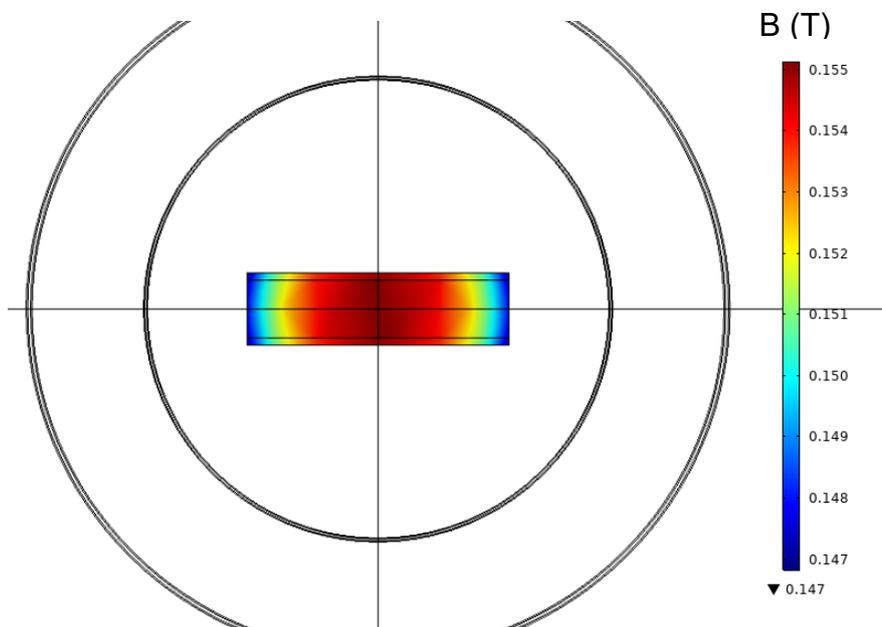


Fig. 2.37. Le champ normal suivant la direction y dans la chambre de coupure.

On trouve une variation des valeurs du champ B dans la chambre de coupure entre 0,14 T (aux bords) et 0,15 T (au centre).

Cette simulation montre que le champ attendu à 0,2 T d'après l'équation (2.1) a effectivement une valeur de 0,15 T en moyenne dans la chambre de coupure. Les valeurs des champs magnétiques transverses selon les directions x et z dans la chambre de coupure sont calculées aussi.

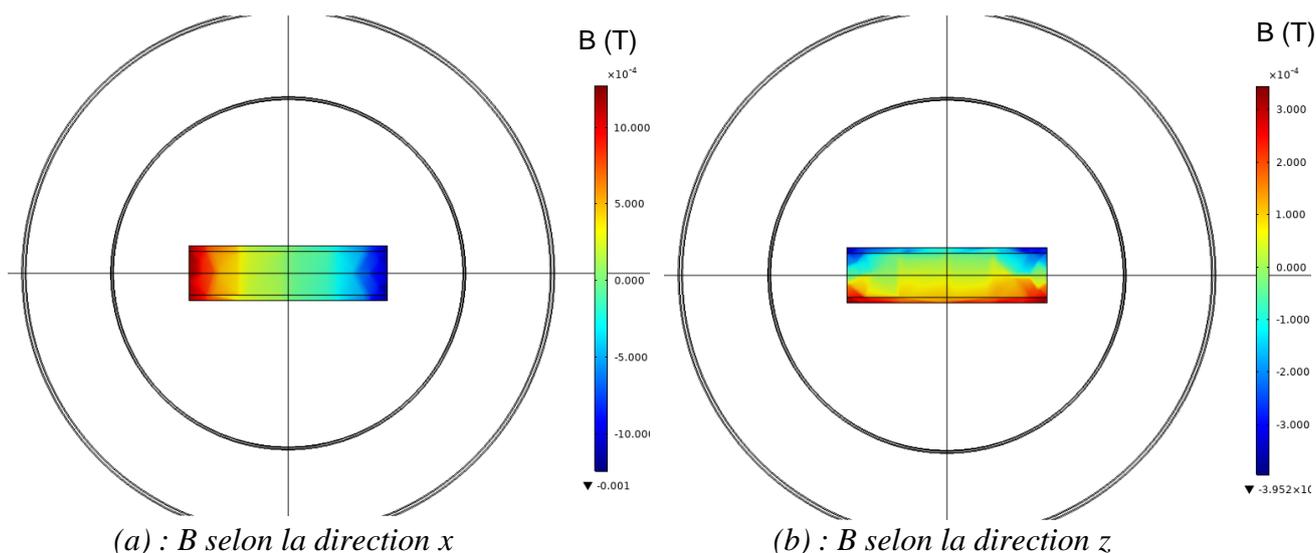


Fig. 2.38. Champ magnétique B selon les directions transverses dans la chambre de coupure.

D'après les figures 2.38 (a) et (b), on peut voir que les valeurs des champs transverses dans la chambre de coupure sont de l'ordre de 0,003 T maximum. Vu que le champ normal dans la chambre de coupure varie de l'ordre de quelques mT, et l'intensité maximale obtenue dans la chambre est de 0,15 T, on a essayé de modifier la position des bobines pour avoir un champ plus homogène dans la chambre de coupure. Du coup, on a essayé une deuxième configuration où on a réduit la distance à 100 mm entre les deux bobines.

b) Configuration 2

Dans la deuxième configuration, les deux bobines de Helmholtz sont rapprochées jusqu'à une distance de 100 mm. Une coupe en 2D horizontale du plan central (x,y) montrant la position des deux bobines et celle de la chambre de coupure est montrée figure 2.39.

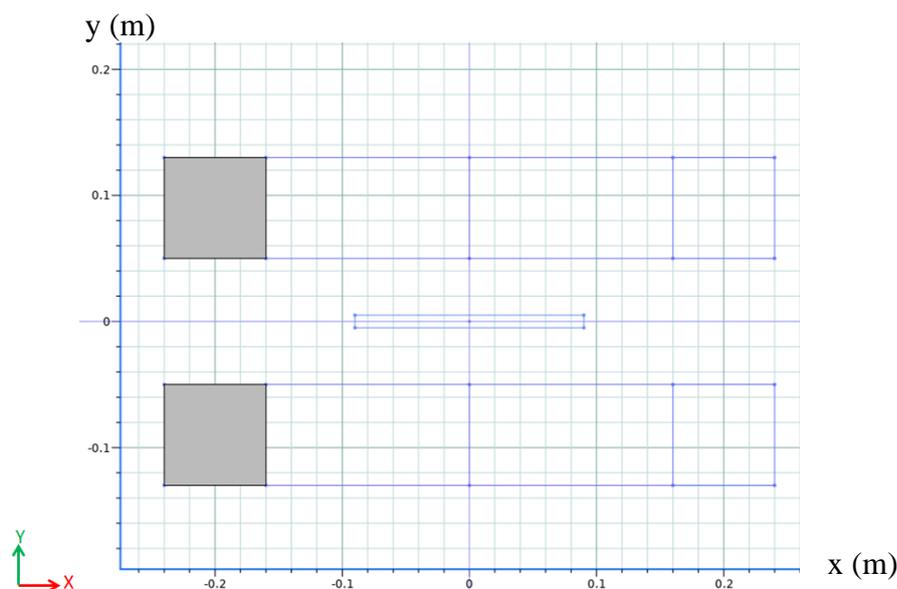


Fig. 2.39. Coupe du plan xy de la bobine de Helmholtz avec la chambre de coupure. Rayon : 160 mm ; distance entre les deux bobines 100 mm ; section: $80 \times 80 \text{ mm}^2$

Le champ magnétique dans le plan central de la bobine est montré sur la figure 2.40.

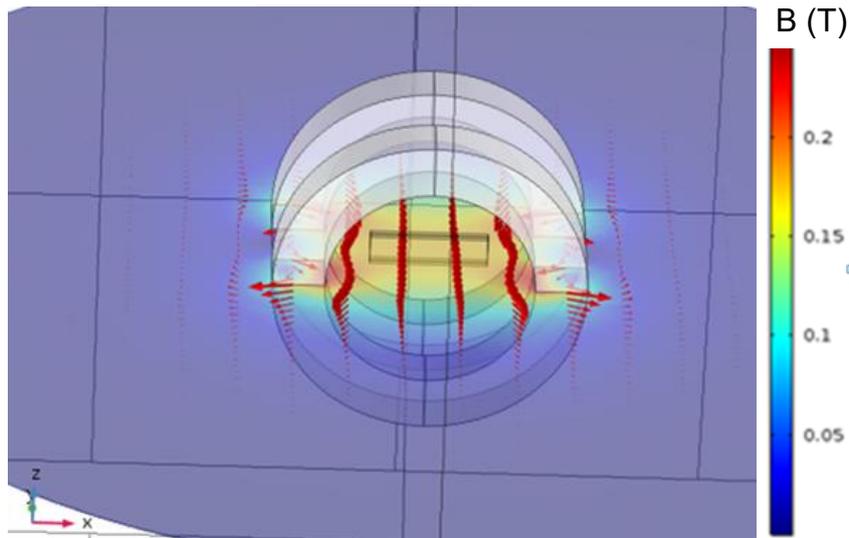


Fig. 2.40. Le champ magnétique dans le plan central de la bobine.

Avec la configuration 2, le champ dans la zone entre les deux bobines a des valeurs qui varient entre 0,18 T et 0,2 T (figure 2.41). Le champ normal (direction y) dans la chambre de coupure est montré figure 2.41.

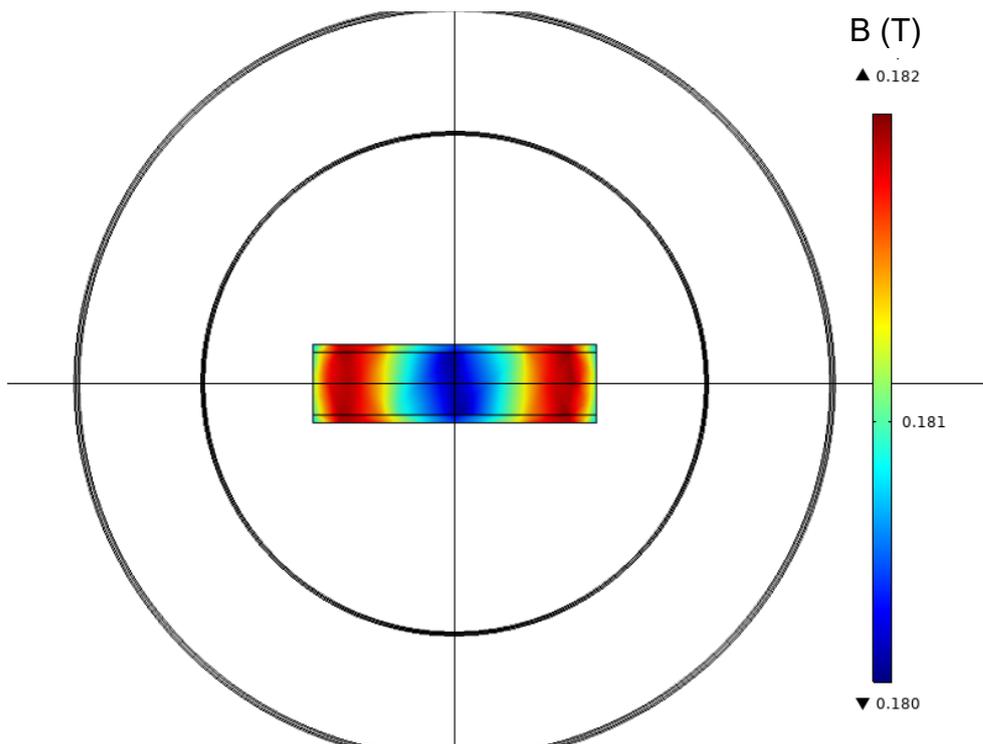


Fig. 2.41. Le champ normal suivant la direction y dans la chambre de coupure.

On trouve que pour cette configuration, le champ magnétique dans la chambre de coupure a une valeur presque constante de 0,18 T (figures 2.41 et 2.42). Cette distance de 100 mm assure l'homogénéité du champ le long de la chambre de coupure et permet d'avoir un champ plus intense (0,18 T > 0,15 T) pour le même courant. On montre aussi les variations du champ sur la profondeur de la chambre de coupure.

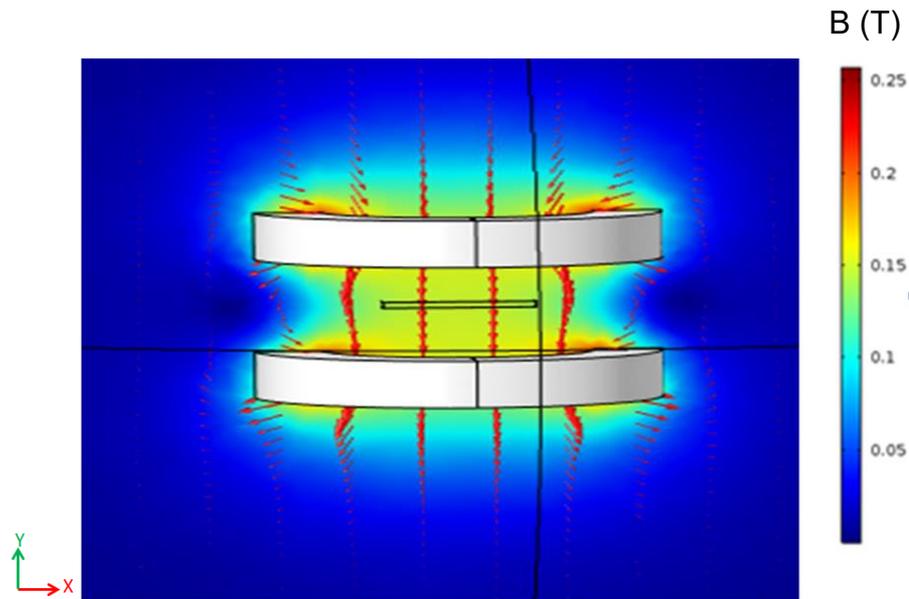
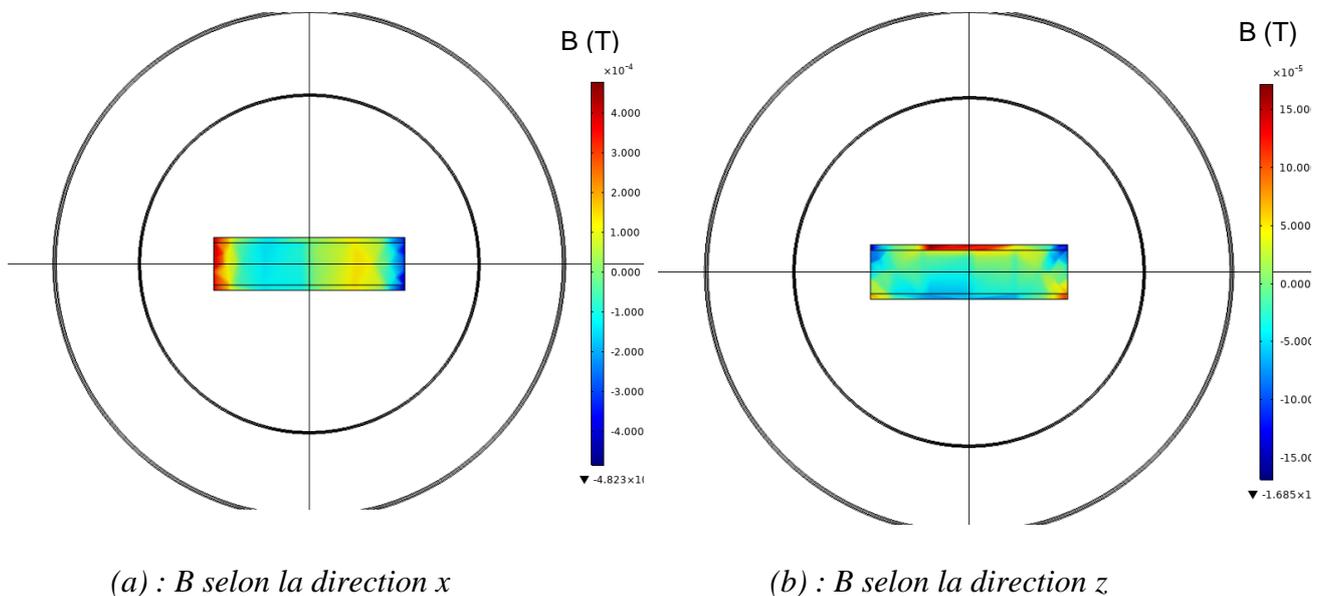


Fig. 2.42. Le champ magnétique suivant le plan (x,y) au centre de la paire des deux bobines.

Le champ a une valeur constante selon la profondeur de la chambre de coupure qui est égale à 0,18 T environ. Les valeurs des champs magnétiques transverses B_x et B_z dans la chambre de coupure sont montrés dans les figures 2.43 (a) et (b) respectivement.



(a) : B selon la direction x

(b) : B selon la direction z

Fig. 2.43. Champs magnétiques B selon les directions transverses dans la chambre de coupure.

On vérifie bien que les valeurs des champs transverses ne dépassent pas les 0,1 mT ce qui est équivalent à 0,05% de la valeur du champ normal. Ces résultats sont très satisfaisants pour notre cas, puisque le champ magnétique dans la chambre de coupure est homogène et vaut 0,18 T. La variation du champ normal entre les bords et le centre est de moins de 0,002 T donc moins de 0,8% et la variation de valeurs des champs transverses est de moins de 0,05%. Par conséquent, nous avons choisi d'adopter cette configuration de bobines pour générer le champ magnétique externe pour notre banc d'essai.

2.2.4.3. Mesure du champ magnétique généré par la bobine

La bobine de Helmholtz est alimentée par un générateur DC qui fournit une intensité du courant arrivant à 1500 A sous une tension de 13 V. Pour mesurer la valeur du champ magnétique généré par la bobine de Helmholtz dans la chambre de coupure, un capteur à effet Hall est intégré au milieu de la chambre. Des essais sont faits en variant l'intensité du courant d'alimentation et en mesurant à chaque fois le champ magnétique de la bobine. Pour un courant de 1200 A et une tension de 10 V, le champ magnétique généré par la bobine a bien une valeur de $0,200 \pm 0,003$ T (figure 2.44). On a vérifié aussi que l'intensité du champ magnétique généré par la bobine est proportionnelle à l'intensité du courant qui l'alimente (figure 2.45).

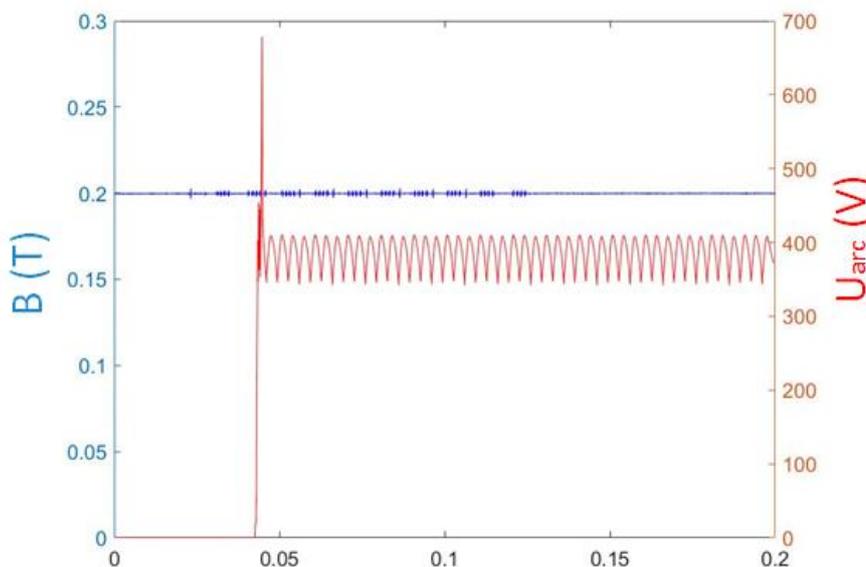


Fig. 2.44. Champ magnétique $B_{externe}$ mesuré par le capteur Hall placé au milieu de la chambre de coupure, et tension de l'arc électrique en fonction du temps.

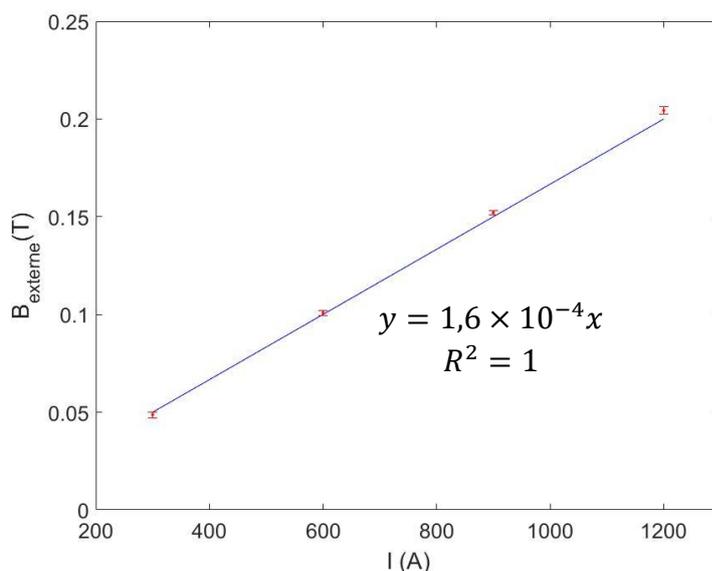


Fig. 2.45. Champ magnétique $B_{externe}$ en fonction de l'intensité du courant d'alimentation de la bobine.

2.2.5. Système d'acquisition

Un système d'acquisition est utilisé durant ces essais pour mesurer les grandeurs physiques suivantes : la tension d'arc, l'intensité du courant et les temps critiques. Ce système est composé des capteurs de courant, de tension et d'une caméra rapide.

2.2.5.1. Capteurs de courant et de tension

Durant les essais, des mesures électriques sont réalisées en se servant de la carte d'acquisition de la plateforme 1 de Tesla-lab. Les grandeurs mesurées sont : la tension d'alimentation, la tension d'arc, l'intensité du courant, les tensions de sortie des deux potentiomètres liés aux contacts mobiles, le signal de déclenchement de la caméra rapide pour pouvoir synchroniser les mesures électriques avec les images acquises par la caméra et l'intensité du champ magnétique externe.

Les données sont enregistrées sur une carte d'acquisition de données Gen7tA qui dispose de sept cartes d'entrée avec 224 canaux configurables individuellement. La fréquence d'enregistrement est de 1MS/s.

L'ensemble des éléments de l'équipement expérimental (bobine de déclenchement, alimentation de la bobine Helmholtz, contacteur DC, caméra rapide) est associé à un PLC (Programmable Logical Controller) qui permet d'ajuster l'instant d'ouverture des contacts par rapport à l'instant de déclenchement de la caméra, l'instant zéro des mesures électriques et l'instant zéro de l'alimentation en courant continu pour assurer le séquençage temporel de tous les éléments du banc.

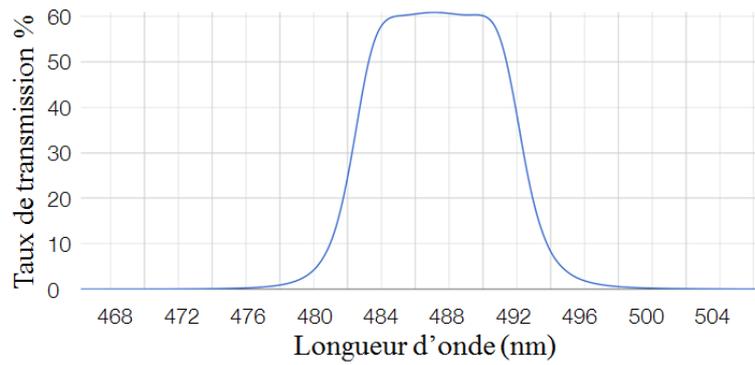
2.2.5.2. Caméra rapide

Le mouvement de l'arc est observé par une caméra rapide. La résolution temporelle choisie est 11,25 μ s et la résolution spatiale est typiquement 128×154 px² ou 128×128 px² suivant les essais.

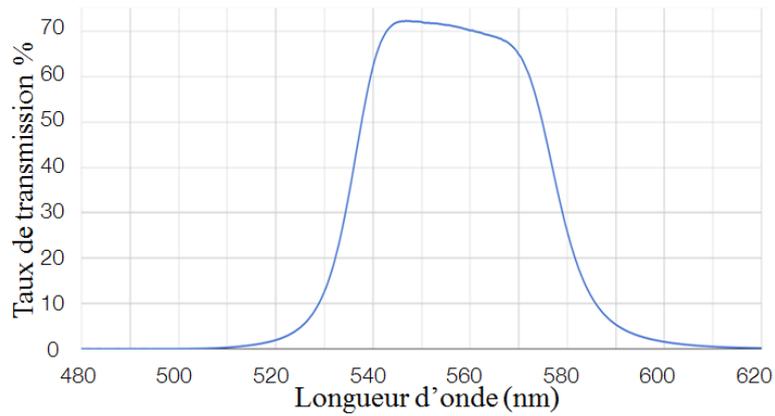
Des filtres optiques interférentiels sont ajoutés pour filtrer la lumière. Les valeurs centrales de ces filtres correspondent aux raies du cuivre neutre à 510 et 521 nm, la raie H_B de l'hydrogène à 488 nm et à une longueur d'onde de 550 nm pour laquelle le filtre a une aire intégrée plus grande que les autres filtres optiques utilisés ; et dans la bande spectrale transmise par ce filtre, il n'y a aucune raie de cuivre.

Une paroi transparente d'Hérasil est utilisée pour observer le déplacement de l'arc électrique. Ce choix est lié au fait que l'Hérasil est constitué de 90% de quartz et par suite son ablation implique principalement des produits issus de la décomposition du SiO₂. Par conséquent, on évite le plus possible de polluer l'intérieur de la chambre de coupure avec d'autres composants produits par un verre classique de nature sodo-calcique. La référence temporelle de la caméra est synchronisée avec la référence temporelle des mesures électriques.

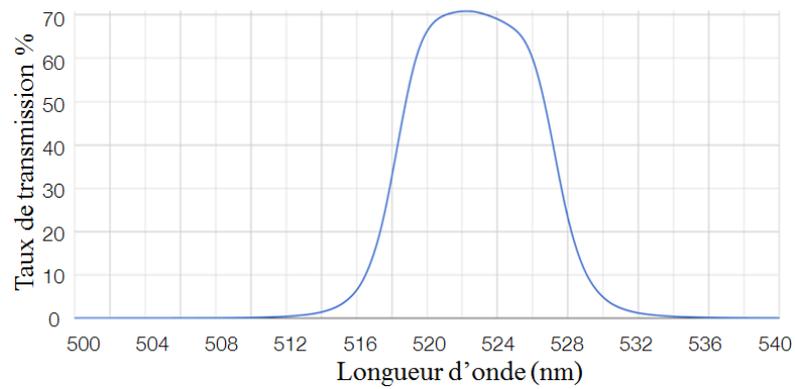
Les taux de transmission en fonction de la longueur d'onde pour les 4 filtres utilisés sont montrés figure 2.46.



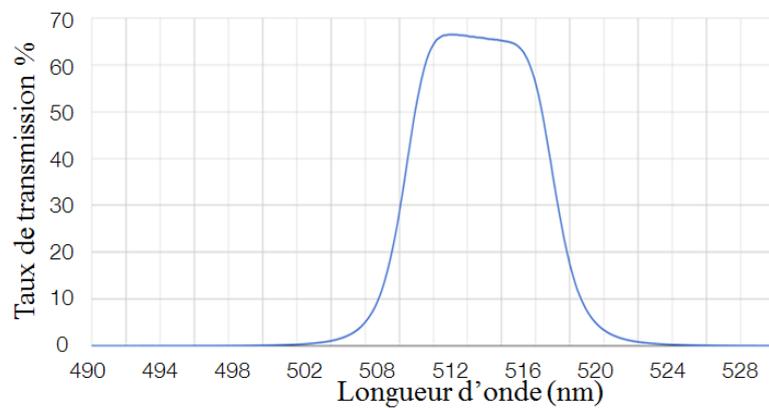
1 : filtre H β 488 nm



2 : filtre Cu 550 nm



3 : filtre Cu 520 nm



4 : filtre Cu 510 nm

Fig. 2.46. Taux de transmission des 4 filtres optiques utilisés pour observer l'arc électrique avec la caméra rapide.

2.3. Méthodologie pour les essais expérimentaux

Le but de ce banc d'essai est d'étudier le mouvement de l'arc sous l'effet d'un fort champ magnétique externe tel que celui utilisé dans l'interrupteur industriel. Pour cela, durant les essais expérimentaux, on a fait varier l'intensité du champ externe de 0,05 T jusqu'à 0,2 T. Les essais sont faits pour 3 différentes intensités du courant allant de I_n à $4 I_n$ (32 A, 64 A et 128 A) et 3 différentes vitesses d'ouverture de contacts (2 m/s, 4 m/s et 6,5 m/s).

Les temps critiques définis pour l'arc électrique sont déterminés soit par les courbes de caractéristiques électriques soit par une observation optique à l'aide de la caméra rapide. Durant tous les essais, la référence temporelle de la caméra rapide est synchronisée avec la référence temporelle des mesures électriques. Les temps critiques considérés durant les essais expérimentaux sont montrés figure 2.47.

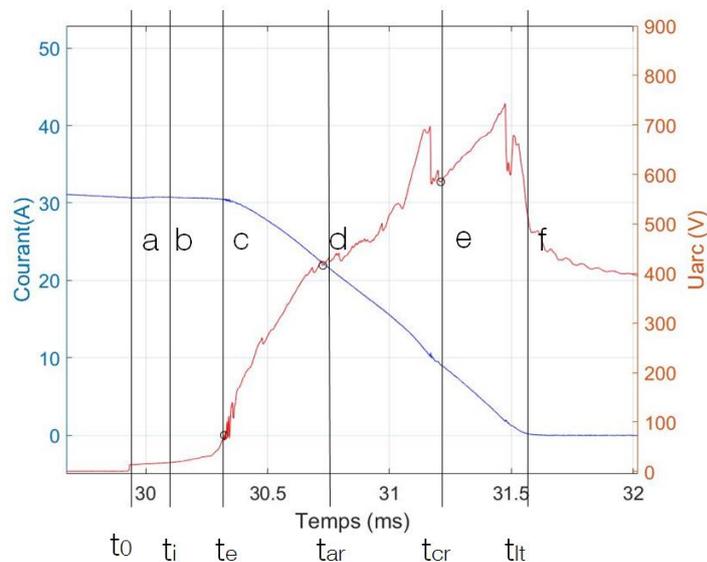


Fig. 2.47. Tension d'arc et intensité du courant typique d'un essai expérimental pour un courant de 32 A et un champ externe de 0,2 T. t_0 : temps d'initiation d'arc; t_i : temps d'immobilité; t_e : temps pour l'arrivée de l'arc aux bords; t_{ac} : temps de commutation sur le rail anode; t_{cc} : temps de commutation sur le rail cathode; t_{it} : temps extinction de l'arc.

- Temps d'immobilité t_i de l'arc : la durée entre l'instant de la création de l'arc (a) et l'instant du début du déplacement de l'arc entre les deux contacts mobiles (b).

Le temps de création de l'arc (a) est défini dans ce travail comme étant l'instant correspondant à la montée en tension de U_{arc} déterminée à partir du TRIGGER mesuré. A noter que cet instant ne correspond pas à l'instant où la lumière est observée sur les vidéos. On observe toujours un décalage de quelques centièmes de ms typiquement entre l'instant de la montée en tension et l'instant où la lumière émise par l'arc est observée. Ce décalage varie avec la bande passante et le taux de transmission du filtre interférentiel utilisé. Vu que le déplacement de l'arc est observé à partir de la lumière émise par imagerie rapide, on fait correspondre dans ce travail l'instant de début du déplacement de l'arc électrique (b) comme étant l'instant où on voit l'arrière de l'arc se décaler vers la gauche de la position où l'arc est initié.

- Temps d'arrivée de l'arc sur les bords des électrodes t_e : c'est la durée entre l'instant de création de l'arc (a) et l'instant d'arrivée du front d'arc aux extrémités latérales extérieures des contacts mobiles

(c). Cela correspond à une fluctuation faible de la tension d'arc vue dans les courbes de caractéristiques électriques.

L'instant d'arrivée de l'arc aux extrémités des contacts mobiles est défini par l'image qui précède l'instant pour lequel l'arc se décale sur les bords extérieurs des électrodes mobiles.

- Temps de commutation vers le rail anodique t_{ar} : c'est la durée entre l'instant de création de l'arc (a) et l'instant pour lequel le pied d'arc anodique atteint le rail fixe anodique (d). Ce temps est obtenu à partir des images fournies par la caméra rapide et défini comme étant l'instant où on voit une émission de lumière sur le rail (anodique) supérieur et après laquelle l'arc commence à se déplacer sur le rail.

- Temps de commutation vers le rail cathodique t_{cr} : c'est la durée entre l'instant de création de l'arc (a) et l'instant pour lequel le pied d'arc cathodique atteint le rail fixe cathodique (e).

- Durée de l'arc t_{it} : c'est la durée entre l'instant de création de l'arc (a) et l'instant d'extinction de l'arc (f). L'extinction de l'arc (f) coïncide avec l'instant où l'intensité du courant s'annule.

Pour tous ces temps critiques les pieds d'arc sont définis comme étant la zone la plus lumineuse aux extrémités des électrodes et des contacts mobiles. Cette hypothèse a déjà été faite par exemple par Lindmayer [Lin06] qui a étudié le fractionnement d'arc par un empilement de séparateurs métalliques à l'aide de la caméra rapide. Il a assimilé la colonne d'émission de lumière à la colonne d'arc et la division de l'arc par les séparateurs est observée en assimilant les pieds d'arc anodiques et cathodiques aux zones lumineuses observées sur les séparateurs.

Lors de la première campagne d'essais, on s'est intéressé à mesurer la durée de l'arc électrique, le temps de commutation de l'arc sur les rails fixes, la tension maximale atteinte par l'arc et la pente (en fonction de temps) avec laquelle l'arc atteint cette tension maximale. Pour cela, le champ d'observation de la caméra rapide a été réduit sur la zone mobile comme il est montré figure 2.48.

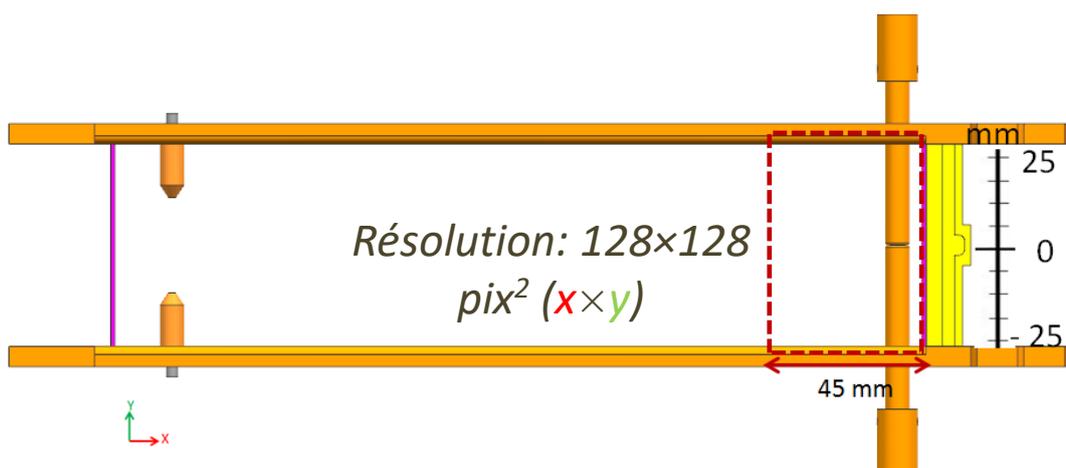


Fig. 2.48. Zone d'observation de la caméra rapide pour la première campagne d'essais (durée de l'arc et temps de commutation).

Pour observer le mouvement de l'arc, on a utilisé deux filtres interférentiels de Lot-Quantum Design. Le premier filtre est centré sur une raie de cuivre neutre (Cu 510 nm provenant des contacts) et le deuxième filtre est centré sur la raie H_{β} 488 nm (provenant d'une paroi latérale en

polyamide). Les coefficients de transmission intégrés en longueur d'onde de ces deux filtres diffèrent d'environ 1,5% ce qui est insignifiant en ce qui concerne les autres contributions d'erreur (fluctuations dans l'espace de l'arc rayonnant par exemple d'un test à l'autre). Pour cette première campagne, deux essais sont réalisés pour chaque ensemble des variables (courant, champ externe et vitesse d'ouverture des contacts). Si en comparant les résultats on observe un grand décalage entre les valeurs (surtout les temps critiques), deux essais supplémentaires sont ajoutés.

Le tableau 2.2 rassemble les caractéristiques et valeurs déduites des tests de la première campagne d'essais.

Essais	Valeurs moyennes							
	B (T)	I (A)	v (m/s)	tlt (ms)	tac (ms)	tcc (ms)	Umax (V)	pente (V/s)
9,2_9,3	0,2	32	2	1,79	1,10	1,40	754	4,67E+05
10,1_10,2	0,15	32	2	1,98	0,71	1,59	661	3,75E+05
11,1_11,2	0,1	32	2	2,33	0,81	1,89	618	2,99E+05
12,1_12,2	0,05	32	2	3,00	1,78	2,75	523	1,86E+05
1,1_1,2	0,2	32	4	1,60	0,80	1,31	799	5,37E+05
2,1_2,2	0,15	32	4	2,10	1,28	1,50	730	4,02E+05
3,1_3,2	0,1	32	4	2,73	1,79	X	650	2,72E+05
4,1_4,2	0,05	32	4	3,90	2,23	2,95	505	1,40E+05
5,1_5,2	0,2	32	6,5	1,91	1,00	X	724	4,49E+05
6,1_6,2	0,15	32	6,5	2,13	1,16	1,86	634	3,36E+05
7,2_7,3	0,1	32	6,5	2,66	1,63	2,68	601	2,70E+05
8,1_8,2	0,05	32	6,5	3,62	2,19	2,92	539	1,74E+05
13,1_13,2	0,2	64	2	2,10	0,83	1,04	628	3,08E+05
14,1_14,3	0,15	64	2	2,40	0,86	1,16	605	4,01E+05
15,1_15,2	0,1	64	2	2,95	1,11	1,28	590	2,11E+05
16,1_16,2	0,05	64	2	5,49	1,67	2,00	469	5,24E+04
17,1_17,2	0,2	64	4	2,23	0,74	0,91	630	3,01E+05
18,2_18,3	0,15	64	4	2,47	1,05	1,36	673	2,90E+05
19,1_19,3	0,1	64	4	3,21	1,39	1,76	578	1,92E+05
20,1_20,2	0,05	64	4	6,57	1,58	1,97	477	1,45E+05
21,1_21,2	0,2	64	6,5	2,25	1,00	1,31	690	3,22E+05
22,1_22,2	0,15	64	6,5	2,84	0,98	1,31	581	2,21E+05
23,1_23,2	0,1	64	6,5	3,44	1,18	1,60	542	1,63E+05
24,1_24,2	0,05	64	6,5	6,02	1,52	2,08	461	4,80E+04
33,1_33,3	0,2	128	2	2,52	1,33	1,37	744	5,47E+05
34,1_34,2	0,15	128	2	2,66	1,00	1,15	643	3,90E+05
35,1_35,2	0,1	128	2	3,14	1,22	1,38	613	3,24E+05
36,1_36,2	0,05	128	2	6,50	1,65	1,96	475	1,77E+04
29,2_29,3	0,2	128	4	2,09	0,86	0,98	718	4,23E+05
30,1_30,2	0,15	128	4	3,83	0,96	1,07	538	5,00E+05
31,1_31,3	0,1	128	4	3,58	1,13	1,20	546	2,09E+05
32,1_32,2	0,05	128	4	6,73	1,79	1,94	459	3,92E+04
25,2_25,6	0,2	128	6,5	2,13	0,92	1,04	743	5,80E+05
26,1_26,3	0,15	128	6,5	2,52	0,85	1,04	692	3,07E+05
27,2_27,3	0,1	128	6,5	2,76	1,33	1,38	668	2,54E+05
28,1_28,3	0,05	128	6,5	7,70	1,56	1,96	448	5,95E+04

Tableau 2.2. Caractéristiques des tests de la première campagne d'essais.

La valeur x dans le tableau 2.2 indique le fait que l'arc s'éteint avant de commuter sur le rail cathodique.

Lors de la deuxième campagne d'essais, on s'est intéressé à la mesure du temps d'immobilité de l'arc entre les deux contacts mobiles et du temps d'arrivée de l'arc sur le bord de l'électrode t_e . Le champ d'observation de la caméra est focalisé sur la zone entre les deux contacts mobiles (figure 2.49).

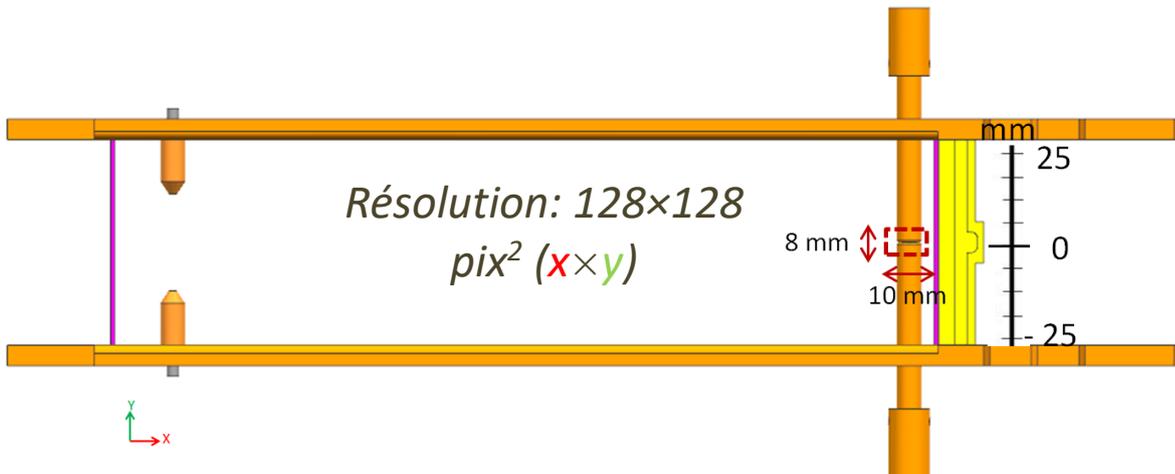


Fig. 2.49. Zone d'observation de la caméra rapide pour la deuxième campagne d'essai (temps d'immobilité)

Durant ces essais, un seul filtre interférentiel a été utilisé pour toutes les conditions d'essais : il s'agit du filtre centré à 558 nm qui a une aire intégrée près de 4,3 fois plus importante que celle du filtre centré sur Cu 510.

2.4. Les résultats expérimentaux

2.4.1. Effet d'un champ magnétique externe

Pour mettre en valeur l'effet d'un champ magnétique externe $B_{externe}$ sur le mouvement de l'arc, nous avons choisi de comparer en premier lieu des tests effectués pour un même courant de 128 A et une vitesse d'ouverture des contacts de 6,5 m/s. Le premier test est effectué sans champ magnétique externe et les trois autres sont faits avec des champs $B_{externe}$ de 0,2 T, 0,1 T et 0,05 T.

Pour chacun de ces tests, on représente les mesures du courant et de la tension d'arc avec des images choisies pour des temps précis, acquises avec la caméra rapide.

Les instants marqués sur les figures 2.50 - 2.53 correspondent à :

- 1 : instant de création de l'arc électrique ;
- 2 : instant d'apparition de l'arc sur la caméra rapide ;
- 3 : instant de commutation de l'arc sur le rail haut (anode) ;
- 4 : instant de commutation de l'arc sur le rail bas (cathode) ;
- 5 : instant d'extinction de l'arc électrique.

Pour le premier test effectué sans champ magnétique externe (figure 2.50), la tension d'arc ne dépasse pas la tension du circuit, donc aucune extinction d'arc n'est observée. Après 236 ms, le circuit externe est délibérément coupé (5 sur figure 2.50 (a)). Durant la phase d'ouverture des contacts, les pieds d'arc restent dans la zone des contacts mobiles. On n'observe aucun déplacement

des pieds d'arc sur les bords des contacts mobiles, et l'arc électrique ne peut pas donc commuter sur les rails fixes avant l'ouverture complète des contacts mobiles qui se passe après environ 8,6 ms après l'ouverture des contacts (phases 3-4, figure 2.50 (b)).

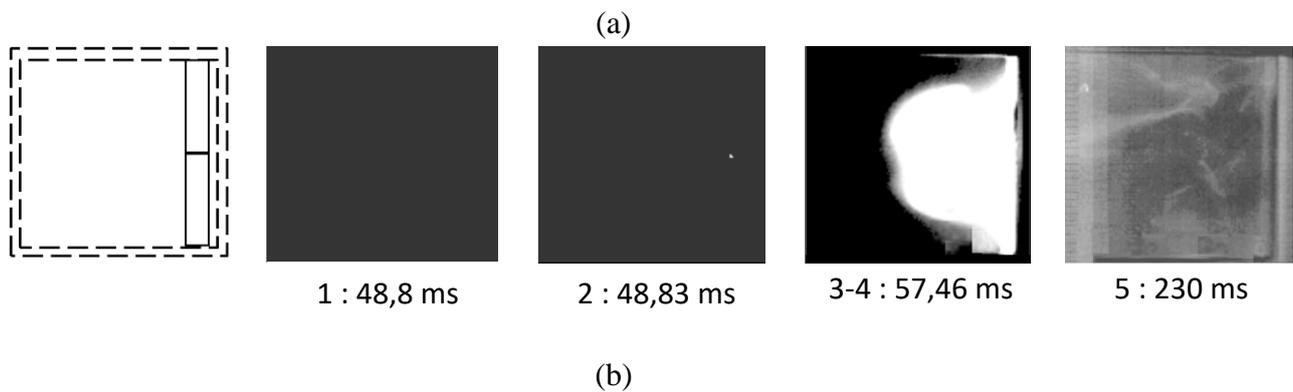
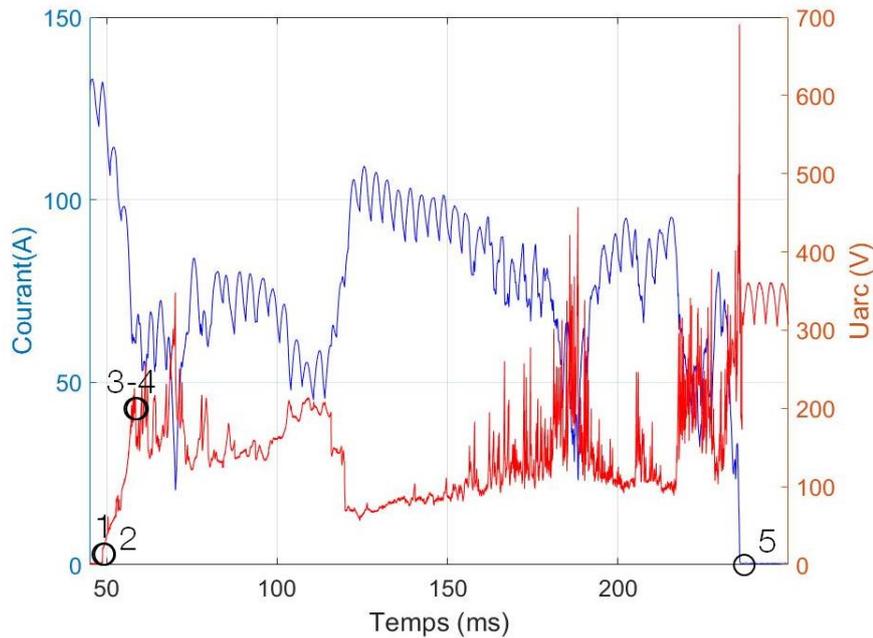
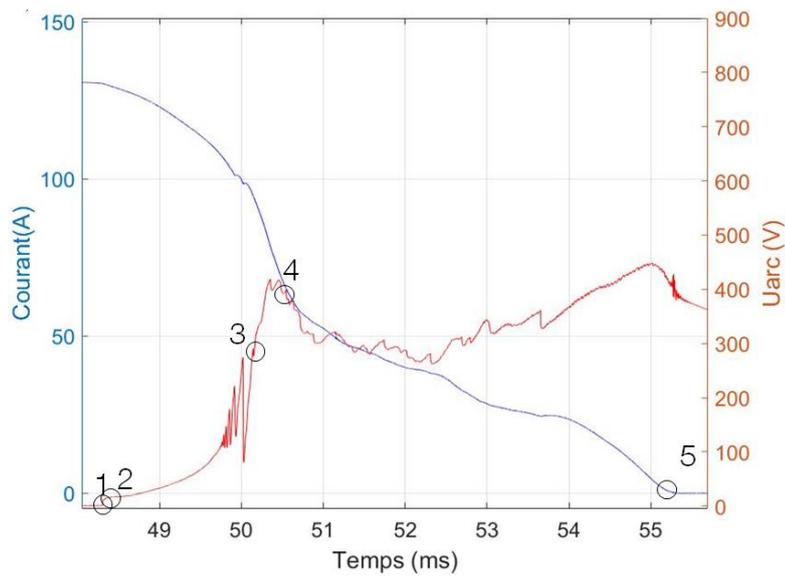
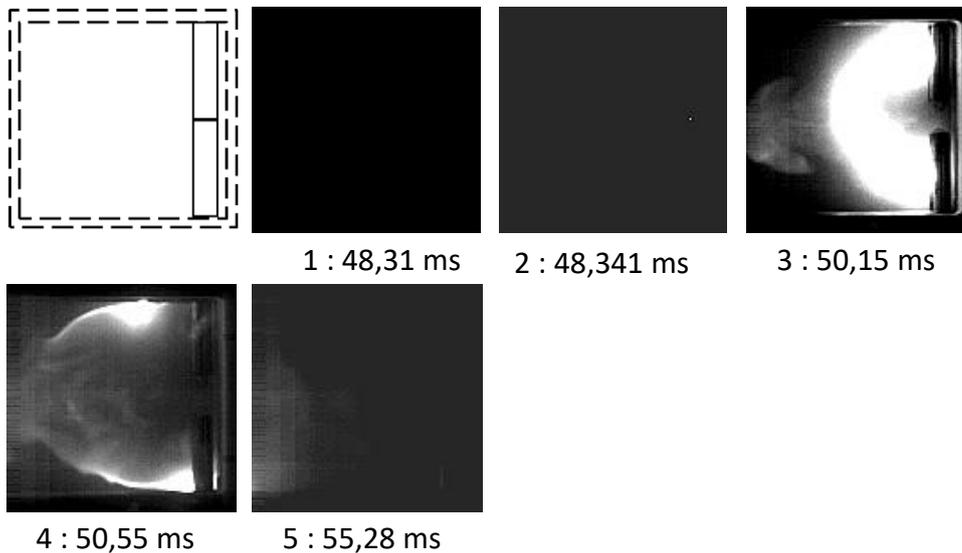


Fig. 2.50. Test sans champ magnétique externe : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle $11,25 \mu\text{s}$, exposition $6 \mu\text{s}$, filtre 488 nm. Les temps sont indiqués en ms à partir du front descendant du trigger de la caméra.

Pour les tests effectués sous fort champ magnétique, les pieds d'arc commencent à se décrocher des contacts mobiles à de très petites distances. Pour un champ B_{externe} de 0,05 T, les pieds d'arc commencent à migrer vers les bords des contacts mobiles après 1,6 ms à une distance inter-électrode de 5 mm environ. Pour un champ de 0,1 T, les pieds d'arc commencent à sortir de la zone entre les contacts mobiles après 1 ms à une distance inter-électrode de 3 mm environ. Et pour un B_{externe} de 0,2 T, les pieds d'arc sortent après 0,2 ms à une distance inter-électrode de 0,3 mm environ.



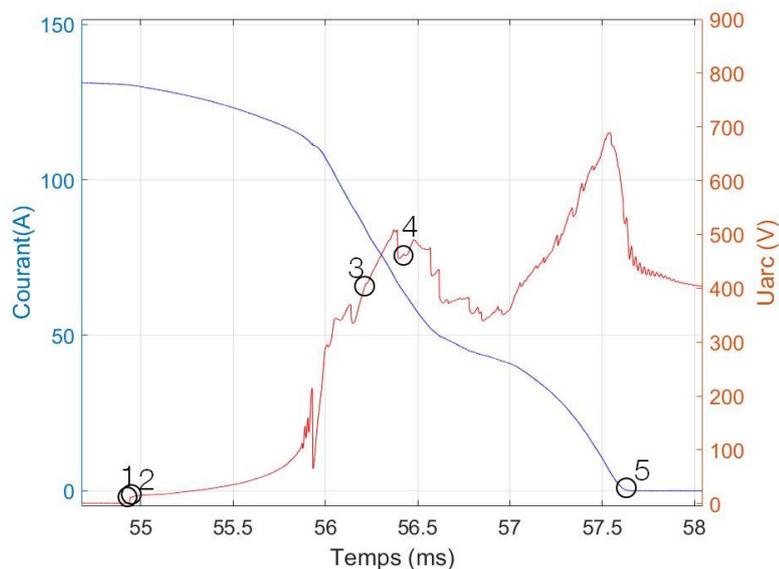
(a)



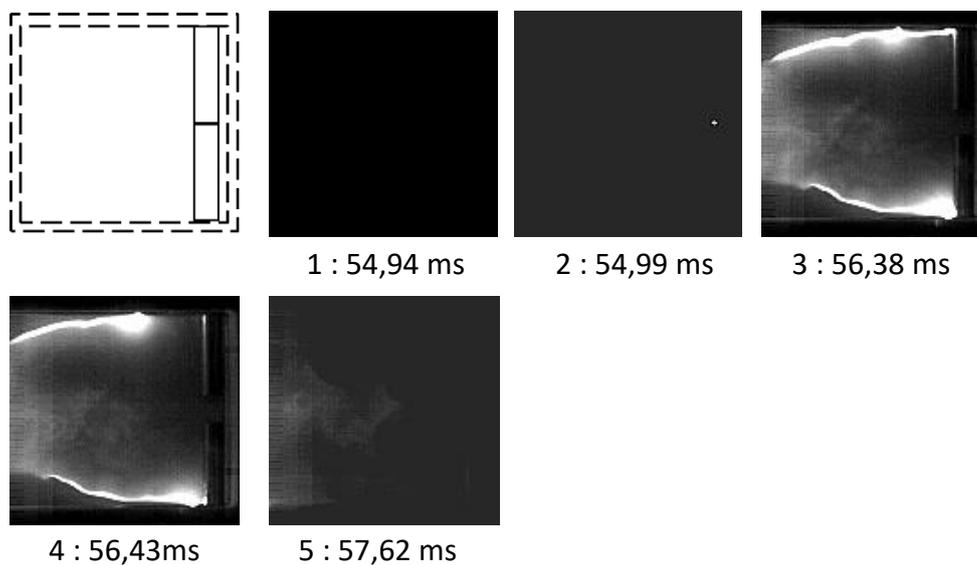
(b)

Fig. 2.51. Test sous un fort champ magnétique externe : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieur 0,05 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec 128×128 pix², résolution temporelle 11,25 μ s, exposition 6 μ s, filtre 488 nm. Les temps sont indiqués en ms à partir du front descendant du trigger de la caméra.

L'arc commute vers le rail d'anode fixe après 1,85 ms pour 0,05 T, 1,45 ms pour 0,1 T et 0,85 ms pour 0,2 T. L'arc commute sur le rail de cathode après 2,26 ms pour 0,05 T, 1,5 ms pour 0,1 T et 1 ms pour 0,2 T. Enfin, la durée de l'arc est réduite à 6,7 ms pour un champ de 0,05 T, 2,68 ms et 1,8 ms pour 0,1 T et 0,2 T respectivement. Par ailleurs, la tension maximale atteinte par l'arc augmente avec le champ externe, elle est de 457 V, 689 V et 810 V respectivement pour 0,05 T, 0,1 T et 0,2 T.



(a)



(b)

Fig. 2.52. Test sous un fort champ magnétique externe : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieure 0,1 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle $11,25 \mu\text{s}$, exposition $6 \mu\text{s}$, filtre 488 nm. Les temps sont indiqués en ms à partir du front descendant du trigger de la caméra.

Ces essais montrent clairement l'importance d'appliquer un champ magnétique externe dans les phénomènes de coupure. Pour rappel, la coupure de l'arc n'a pas pu être observée sans champ magnétique externe appliqué. L'application d'un B_{externe} a favorisé en premier lieu la possibilité de faire commuter l'arc sur les rails fixes avant l'ouverture complète des contacts, et en deuxième lieu la coupure de l'arc électrique après une durée de moins de 7 ms pour un champ de 0,05 T, et de moins de 3 ms pour 0,1 et 0,2 T.

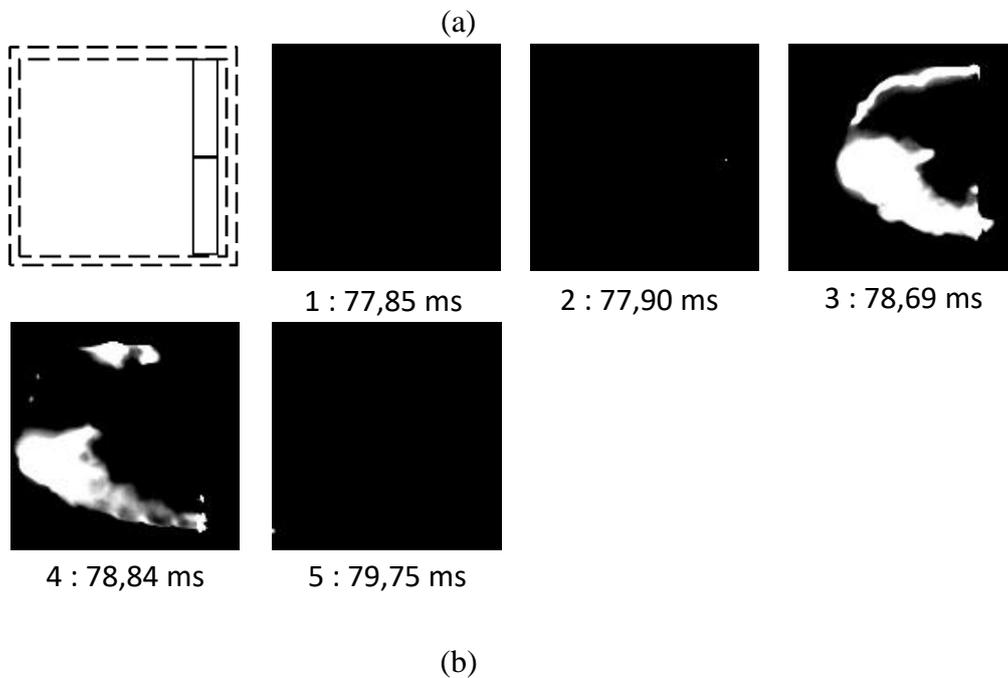
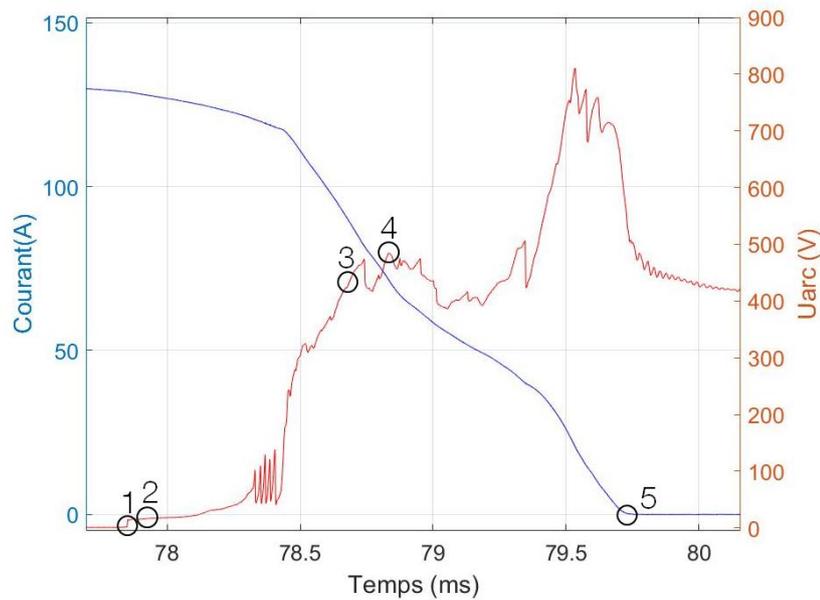
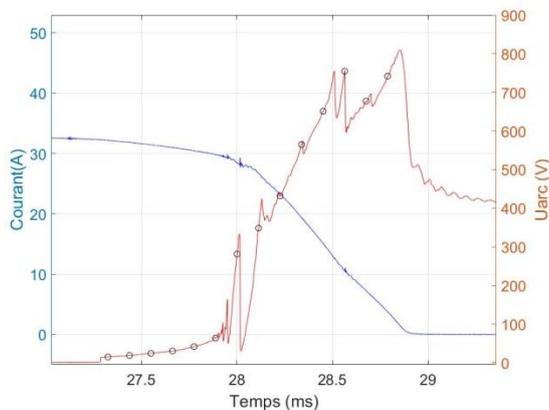


Fig. 2.53. Test sous un fort champ magnétique externe : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieur 0,2 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle 11,25 μs , exposition 6 μs , filtre 488 nm. Les temps sont indiqués en ms à partir du front descendant du trigger de la caméra.

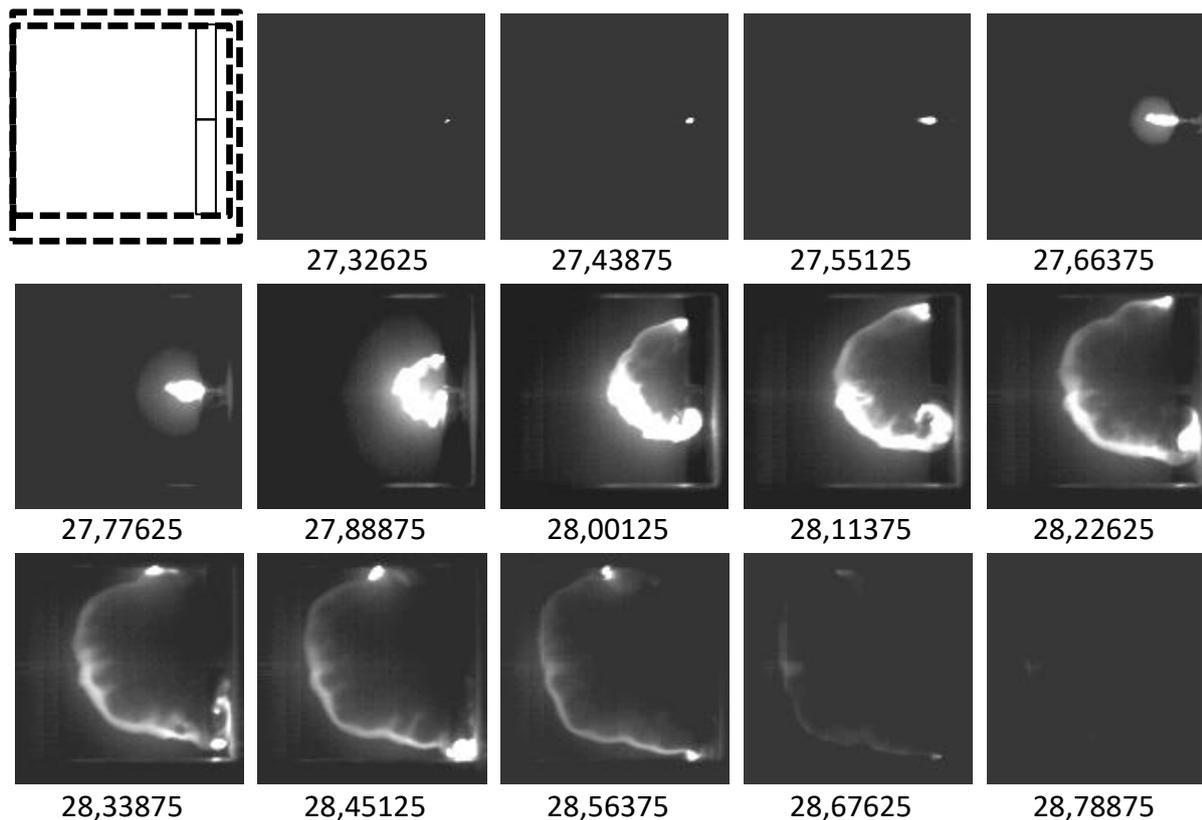
De plus, ces résultats confirment qu'en augmentant l'intensité du champ externe appliqué, on a toujours tendance à diminuer la durée de sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles, les temps de commutation sur les rails et les durées de l'arc électrique. Cette relation entre le champ externe et les temps caractéristiques est détaillée dans les paragraphes qui suivent.

2.4.2. Variation du déplacement de l'arc selon les différents paramètres

Les figures 2.54-2.61 représentent certains essais du tableau 2.2 pour visualiser le déplacement de l'arc, sa commutation sur les rails et son extinction selon les différents champs magnétiques externes, les différentes intensités du courant et les différentes vitesses d'ouverture des contacts.

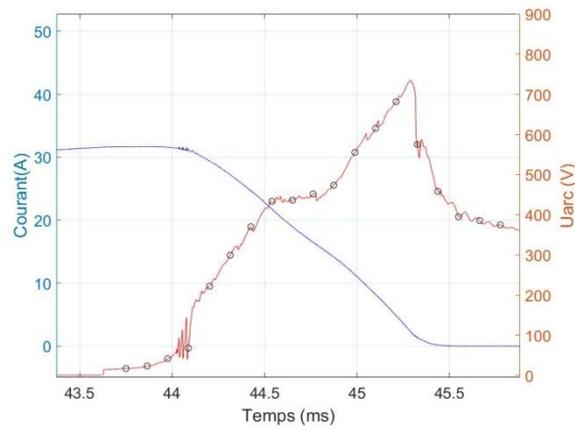


(a)

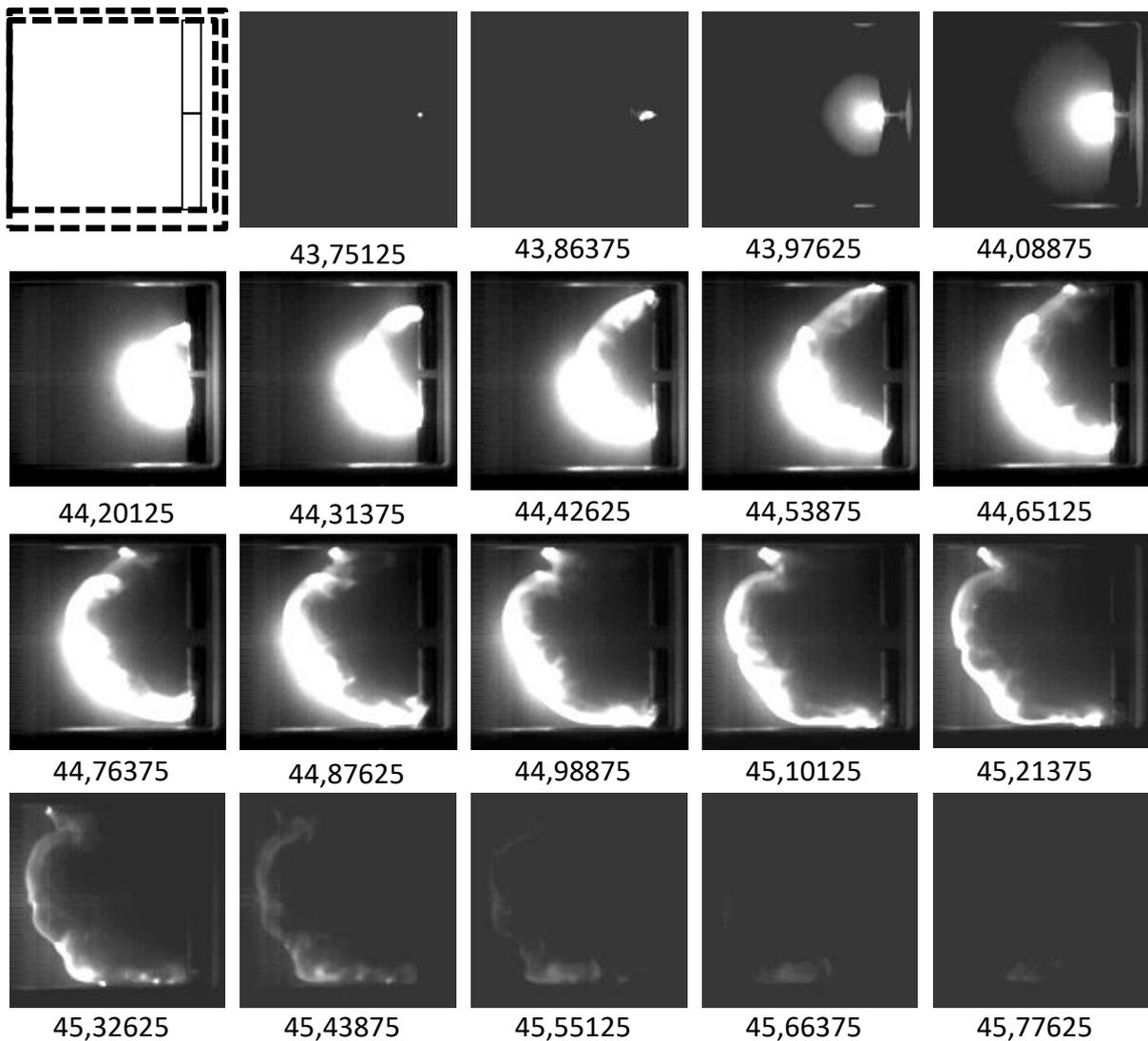


(b)

Fig. 2.54. Test 9.2 : courant d'essai 32 A, vitesse d'ouverture des contacts 2 m/s, champ d'induction extérieur 0,2 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle $11,25 \mu\text{s}$, exposition $9,25 \mu\text{s}$, filtre 510 nm. Les temps sont indiqués en ms à partir du front descendant du trigger de la caméra.

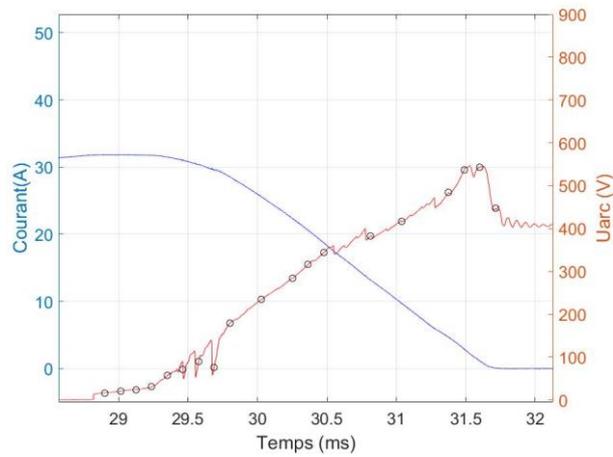


(a)

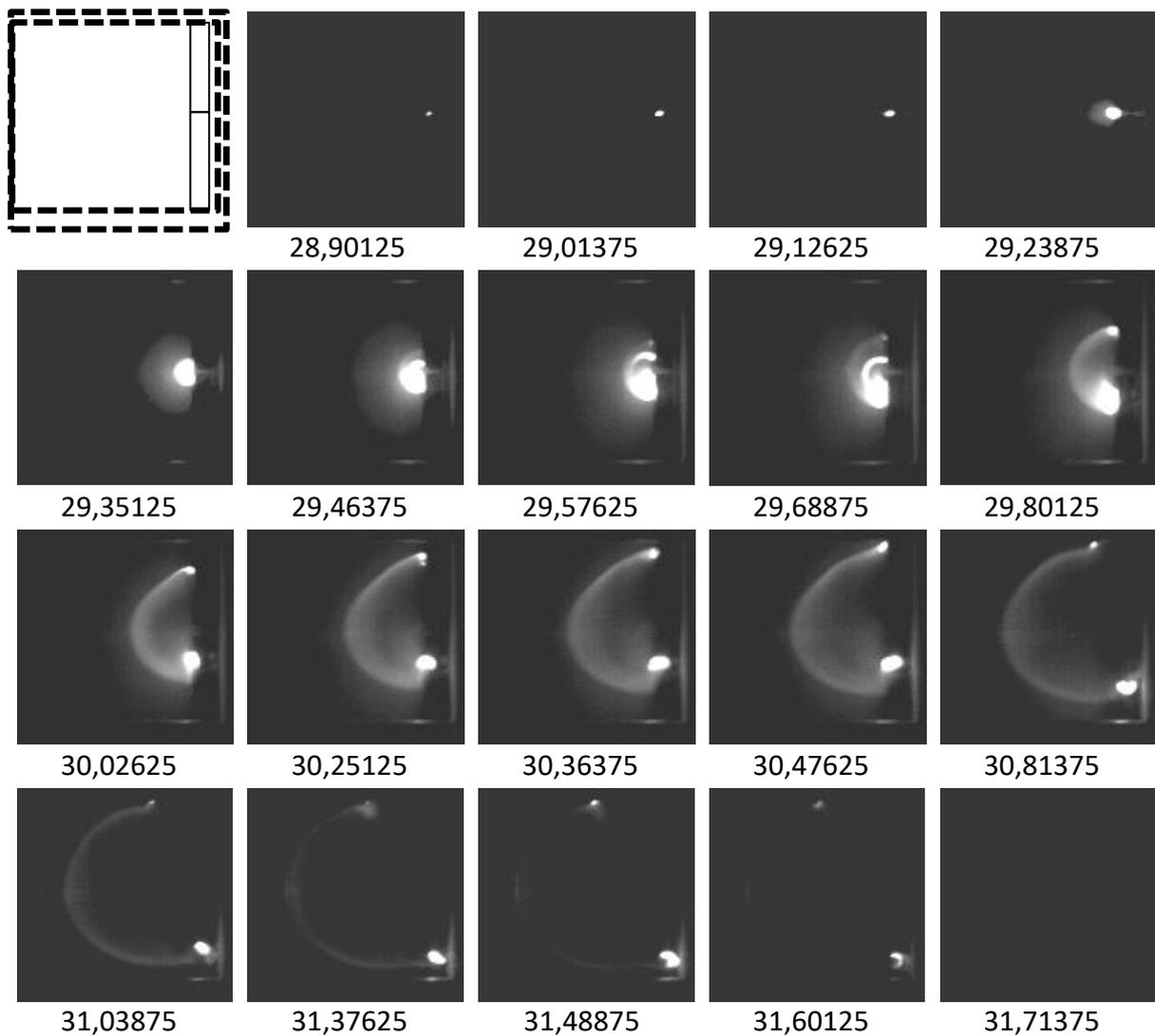


(b)

Fig. 2.55. Test 5.1 : courant d'essai 32 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieur 0,2 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec 128×128 pix², résolution temporelle 11,25 μ s, exposition 9,25 μ s, filtre 510 nm.

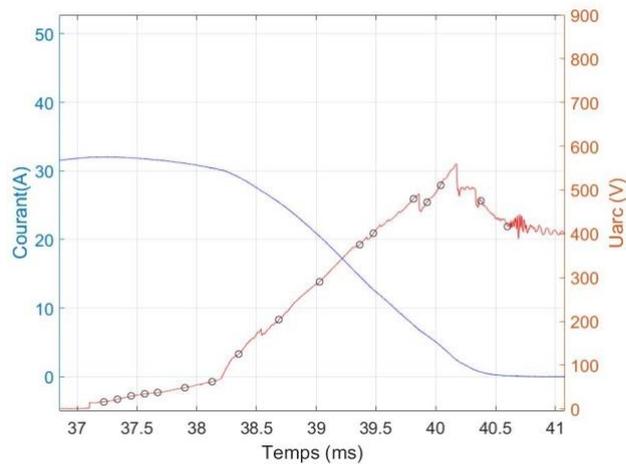


(a)

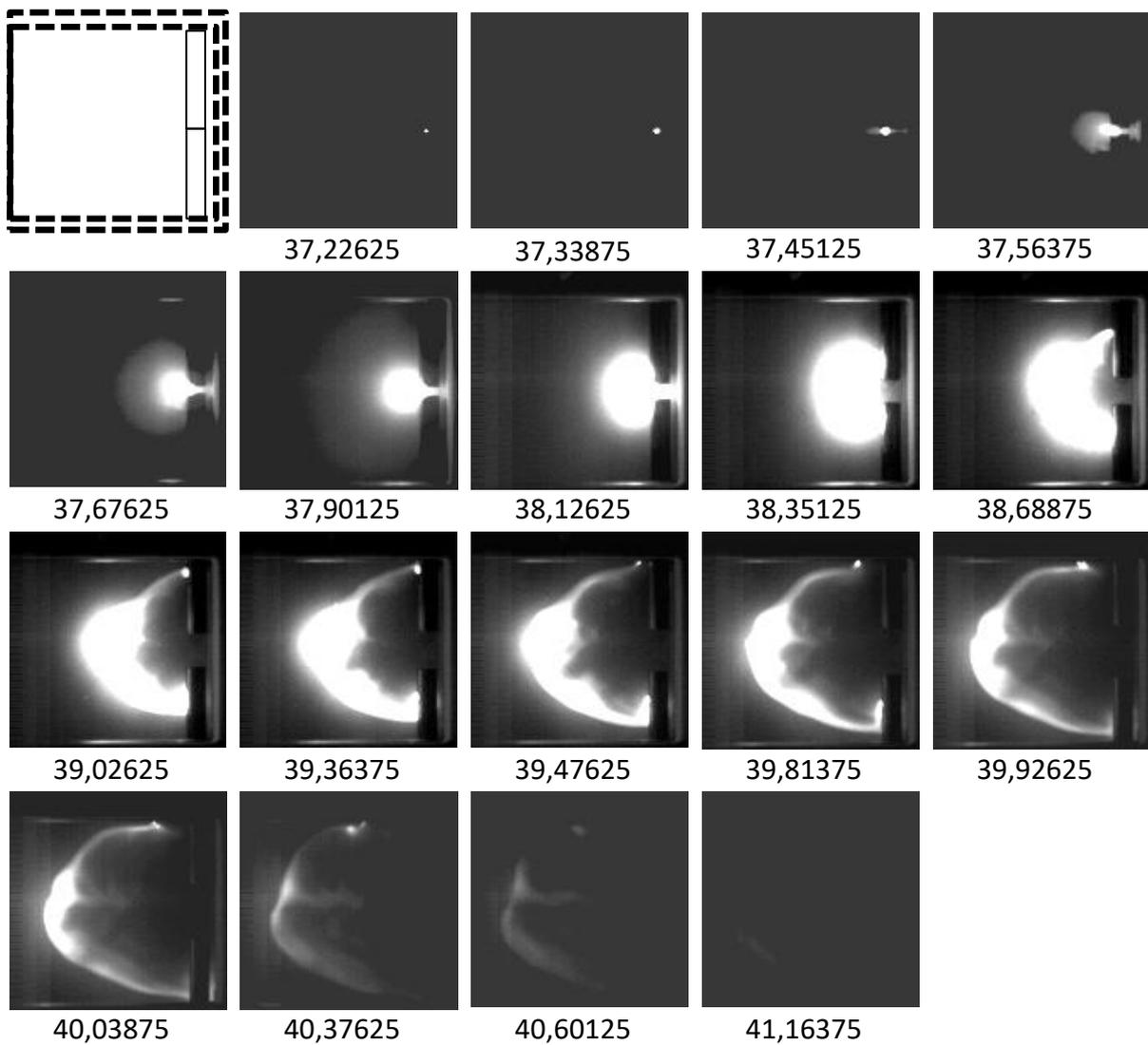


(b)

Fig. 2.56. Test 12.1 : courant d'essai 32 A, vitesse d'ouverture des contacts 2 m/s, champ d'induction extérieur 0,05 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec 128×128 pix², résolution temporelle 11,25 μ s, exposition 9,25 μ s, filtre 510 nm.

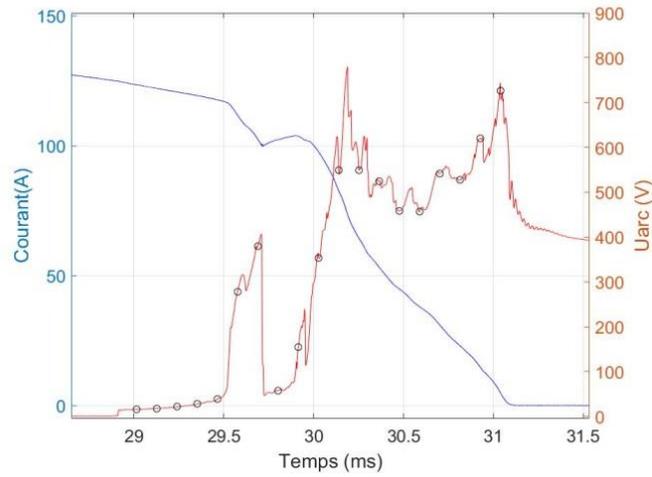


(a)

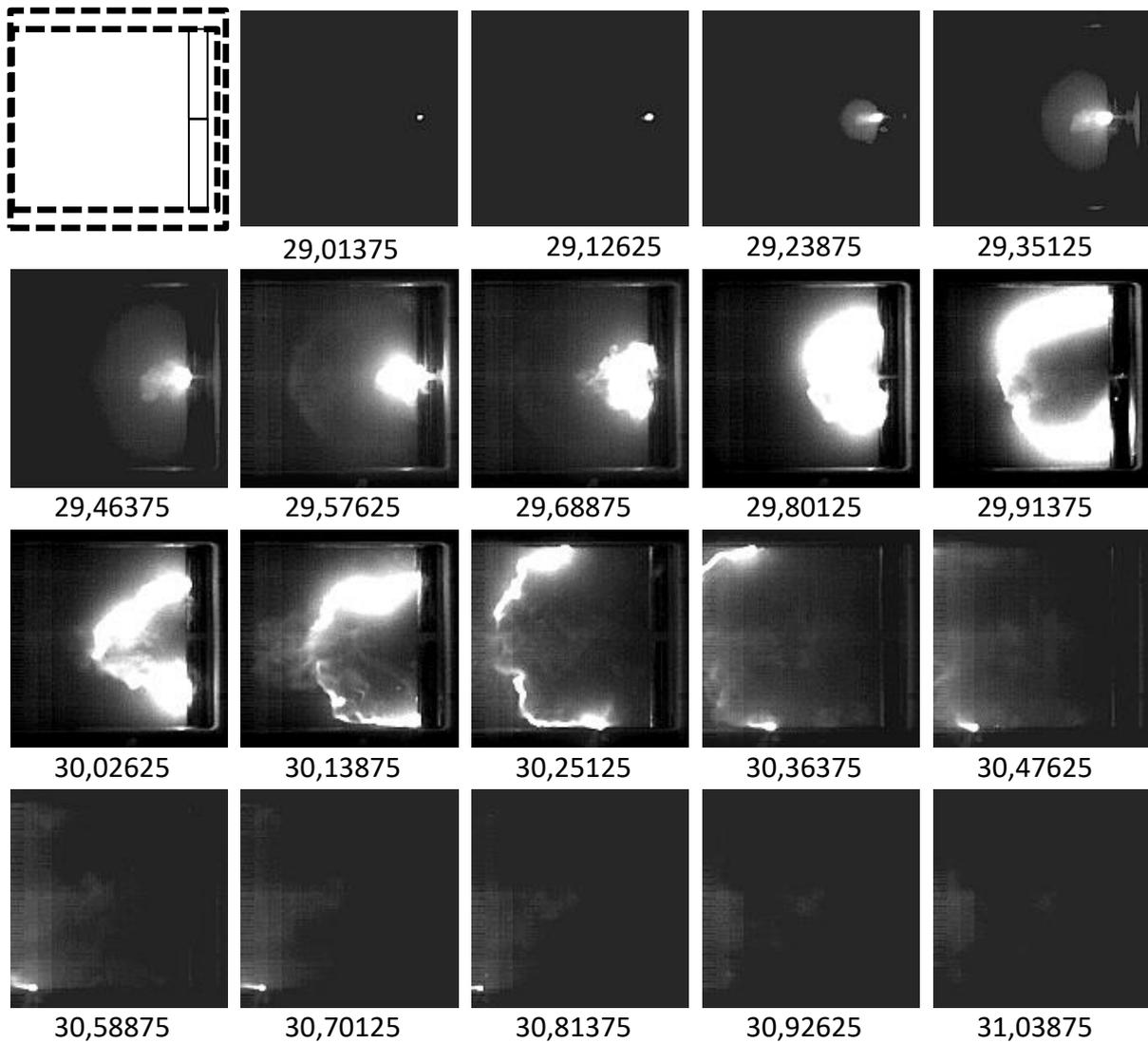


(b)

Fig. 2.57. Test 8.1 : courant d'essai 32 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieur 0,05 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle $11,25 \mu\text{s}$, exposition $9,25 \mu\text{s}$, filtre 510 nm.

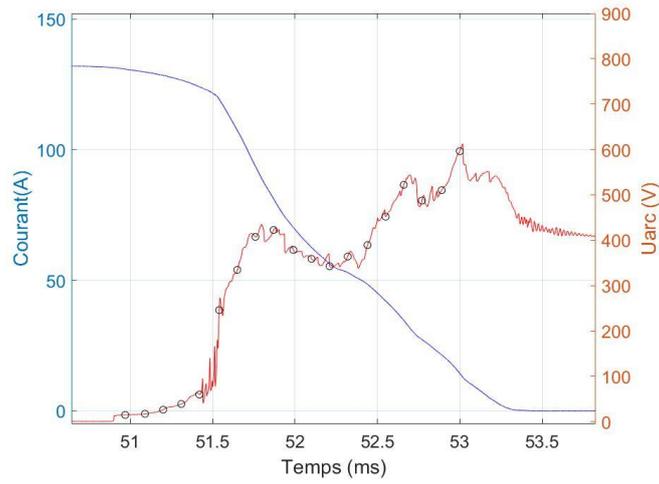


(a)

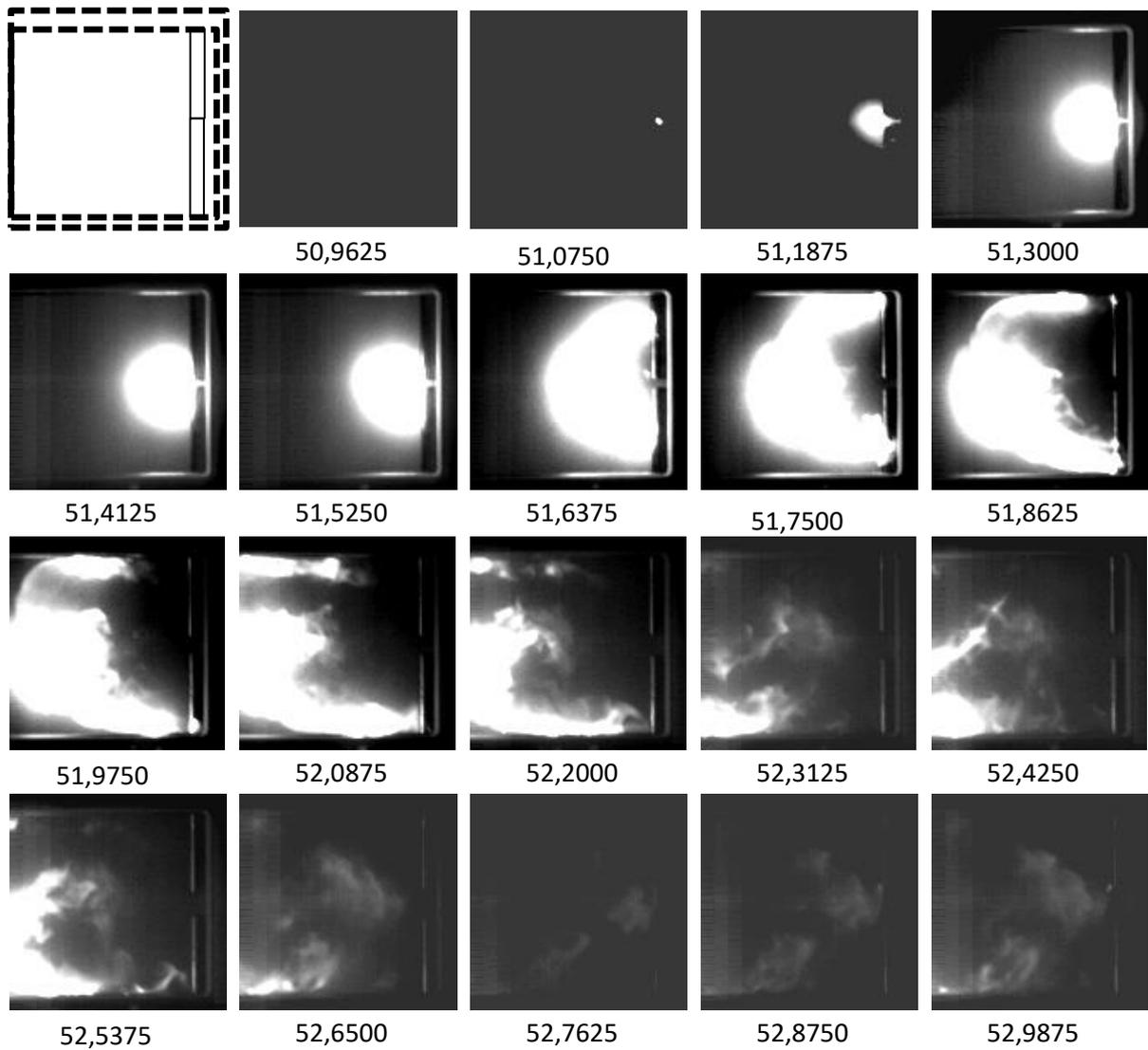


(b)

Fig. 2.58. Test 33.1 : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 2 m/s, champ d'induction extérieur 0,2 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec 128×128 pix², résolution temporelle 11,25 μ s, exposition 7 μ s, filtre 488 nm.

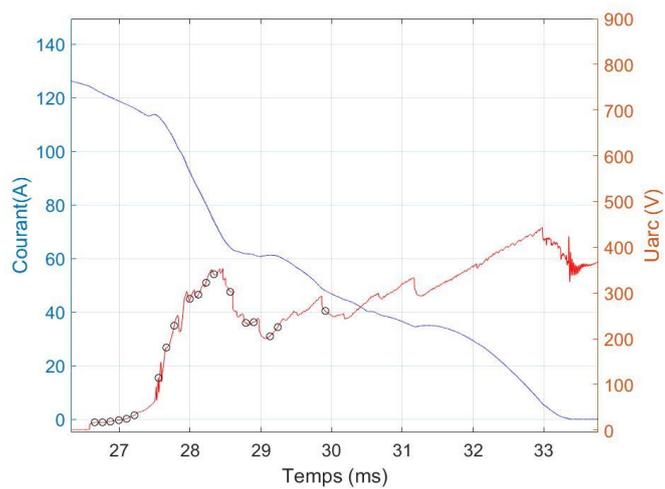


(a)

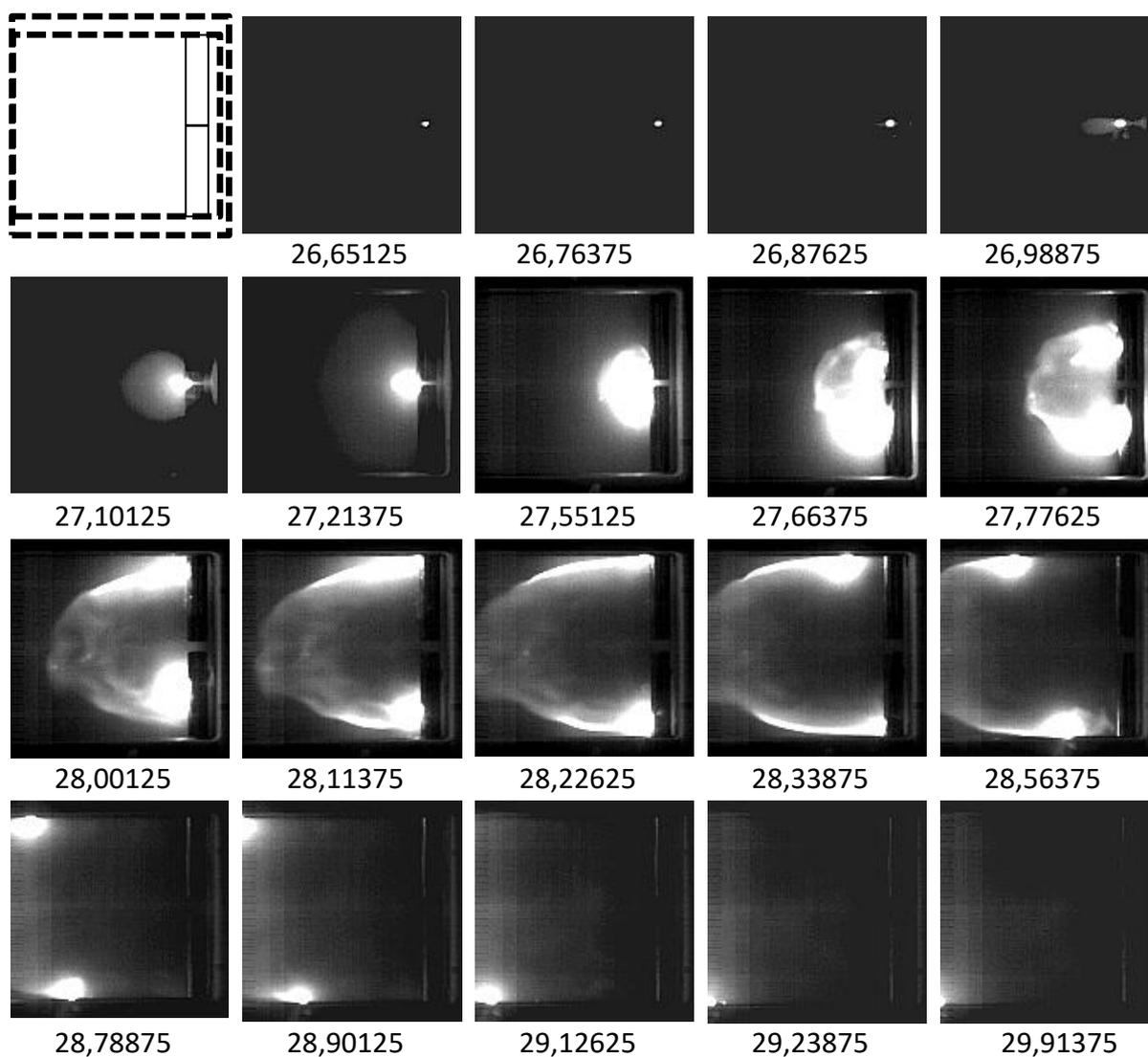


(b)

Fig. 2.59. Test 25.1 : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieur 0,2 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle $11,25 \mu\text{s}$, exposition $7 \mu\text{s}$, filtre 488 nm.

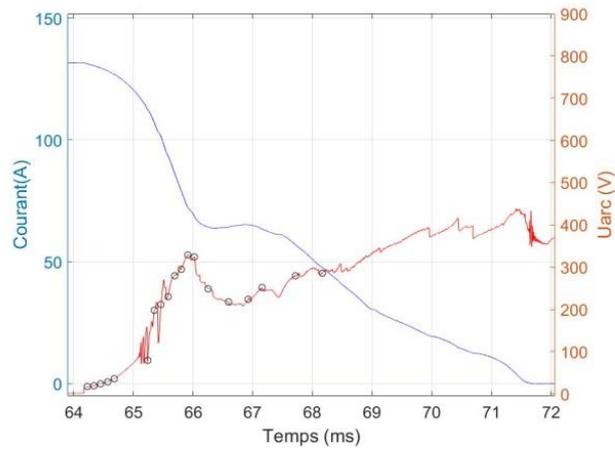


(a)

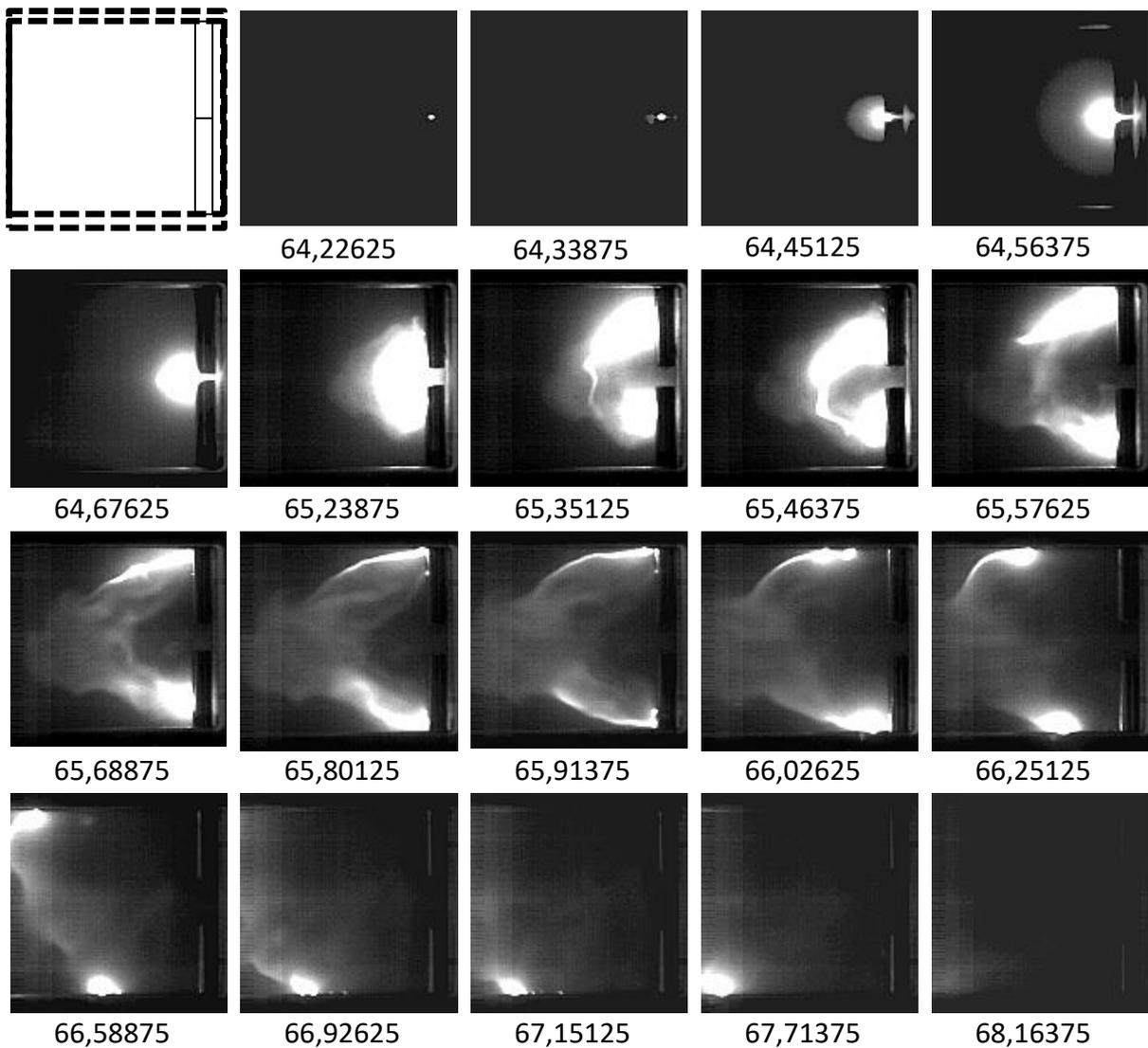


(b)

Fig. 2.60. Test 37.1 : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 2 m/s, champ d'induction extérieur 0,05 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec 128×128 pix², résolution temporelle 11,25 μ s, exposition 7 μ s, filtre 488 nm.



(a)



(b)

Fig. 2.61. Test 28.1 : courant d'essai 128 A, vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s, champ d'induction extérieur 0,05 T. (a) Evolutions temporelles du courant et de la tension d'arc. (b) Séquence d'images avec $128 \times 128 \text{ pix}^2$, résolution temporelle $11,25 \mu\text{s}$, exposition $7 \mu\text{s}$, filtre 488 nm.

Pour chaque figure on représente la tension d'arc et l'intensité du courant en fonction du temps (a) et les images de la caméra rapide choisies pour différents instants d'observation. Les cercles noirs sur les courbes des caractéristiques électriques correspondent aux images. Les figures 2.54-2.57 correspondent aux tests effectués avec un courant de 32 A pour des champs de 0,2 T et 0,05 T et des vitesses d'ouverture de 2 m/s et 6,5 m/s. Les figures 2.58-2.61 correspondent à un courant de 128 A pour les mêmes vitesses d'ouverture et les mêmes champs magnétiques externes.

Si on compare les figures correspondant à un courant de 32 A (2.54-2.57) à celles correspondant à un courant de 128 A (2.58-2.61) on remarque que pour celles à 32 A, on arrive à observer le front d'arc ainsi que les pieds d'arcs sur toutes les figures dès la création de l'arc jusqu'à son extinction dans le champ d'observation de la caméra rapide (45 mm selon la direction de déplacement de l'arc voir figure 2.48). Cela indique que le front d'arc à 32 A n'a pas dépassé 45 mm durant toute la coupure. Alors que pour un courant à 128 A, l'extinction de l'arc n'est pas observée dans le champ d'observation de la caméra rapide, et même on n'arrive plus à observer les pieds d'arcs après moins de 2 ms pour un champ de 0,2 T et moins de 3 ms pour un champ de 0,05 T.

Donc pour un champ de 128 A, la vitesse de déplacement des pieds d'arc et du front d'arc est beaucoup plus importante que pour un courant de 32 A. De même, l'allongement de l'arc selon sa direction de déplacement est beaucoup plus importante pour un courant de 128 A que celle de 32 A.

2.4.3. Durée de l'arc électrique

La durée de l'arc électrique t_{it} est analysée pour les 3 différents courants testés (32 A, 64 A et 128 A) et les 3 vitesses d'ouverture des contacts (2 m/s, 4 m/s et 6,5 m/s). Pour chaque couple de paramètres courant et vitesse, on présente figure 2.62 (a, b et c) la variation de la durée d'arc en fonction du champ magnétique externe appliqué (0,05 T, 0,1 T, 0,15 T et 0,2 T).

L'interpolation des résultats est faite par la méthode Splin avec un polynôme de deuxième degré.

Tous les résultats montrent que la durée de vie de l'arc diminue lorsque l'intensité du champ magnétique externe augmente, avec une dynamique de variation qui dépend principalement du courant. L'influence du champ magnétique externe $B_{externe}$ sur la réduction de la durée d'arc est plus importante pour les plus forts courants (128 A > 64 A > 32 A).

Pour le courant 32 A, la durée de l'arc est toujours plus petite que celle de 64 A et 128 A quelle que soit la vitesse d'ouverture des contacts. Elle est observée dans tous les cas testés inférieure à 4 ms. Pour les deux courants de 64 A et 128 A, les variations de la durée de l'arc en fonction du champ magnétique externe sont très proches. On voit clairement que :

- la durée de l'arc est inférieure à 3,5 ms pour les champs externes 0,1 T, 0,15 T et 0,2 T, et on n'observe pas une grande variation de durée d'arc quand on augmente l'intensité du champ magnétique pour les trois vitesses d'ouverture différentes ;
- pour un champ magnétique de 0,05 T, la durée de l'arc dépasse les 6 ms pour les 3 vitesses d'ouverture des contacts.

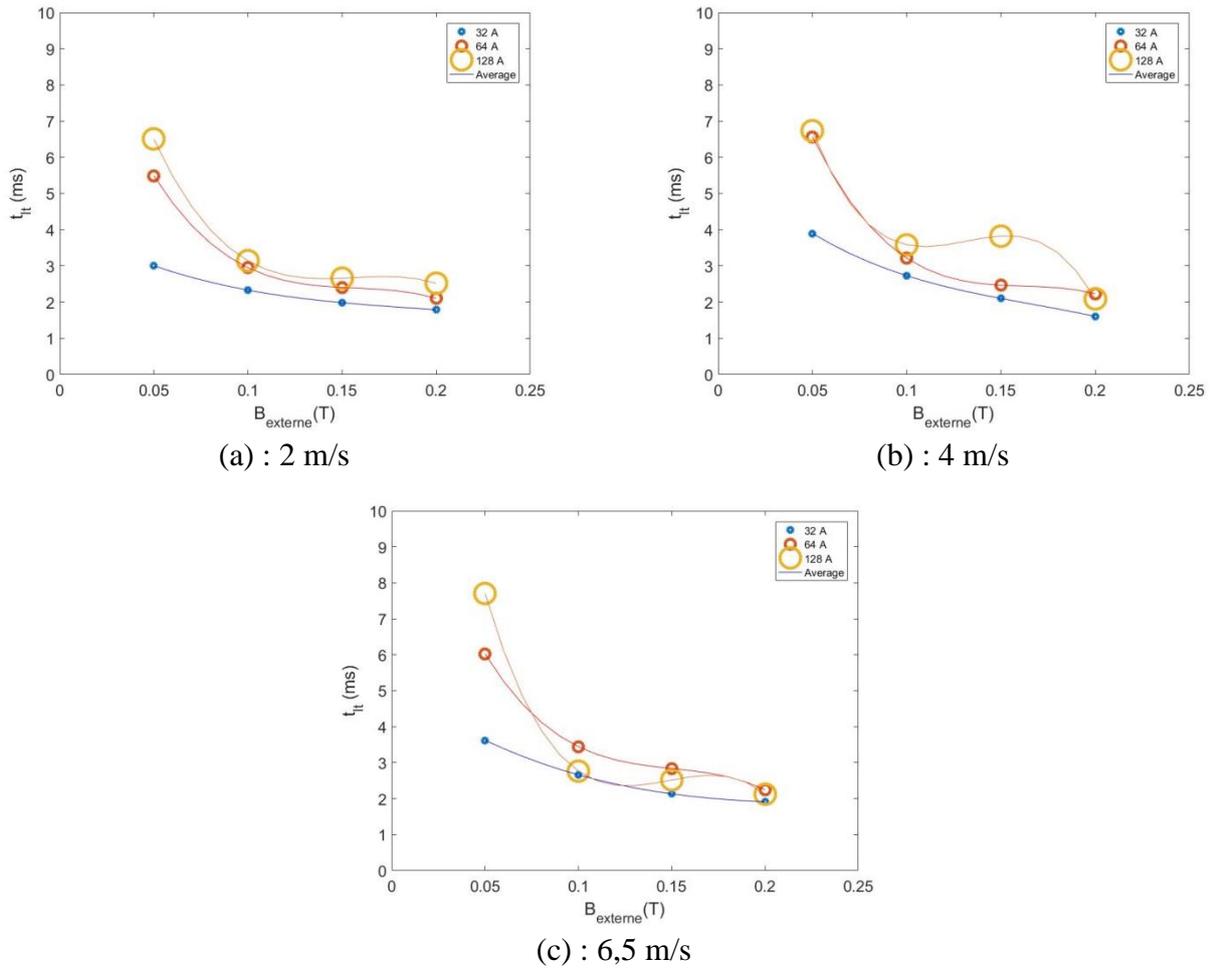


Fig. 2.62. Durée de l'arc en fonction du champ magnétique externe et les 3 intensités du courant (32 A, 64 A et 128 A) pour 3 différentes vitesses d'ouverture des contacts.
 (a) : 2 m/s ; (b) : 4 m/s ; (c) : 6,5 m/s.

Dans [Sze88], Szente montre que la variation de la vitesse de déplacement de l'arc v suit une loi en puissance du type $v \propto B^\alpha$ en fonction du champ magnétique externe. A partir des mesures, il obtient pour alpha des valeurs variant entre 0,34 et 0,68.

La durée de l'arc étant homogène à un temps inversement proportionnel à la vitesse de déplacement de l'arc, nous avons donc testé cette loi en puissance à partir des résultats expérimentaux, soit $t_{lt} = cte \times B_{externe}^{-\alpha}$.

De nombreux auteurs ont considéré que pour un arc soufflé magnétiquement il est généralement admis que la vitesse à laquelle l'arc se déplace est largement déterminée par l'équilibre entre la force magnétique sur la colonne d'arc et une force opposée de type aérodynamique [Lee82], [Poe80] :

$$Bl d = \frac{1}{2} C_D D d \rho v^2 \quad (2.1)$$

où ρ est la masse volumique du gaz, D est le diamètre de l'arc (perpendiculaire à la direction de son déplacement), d la distance entre les électrodes et C_D le coefficient de force aérodynamique.

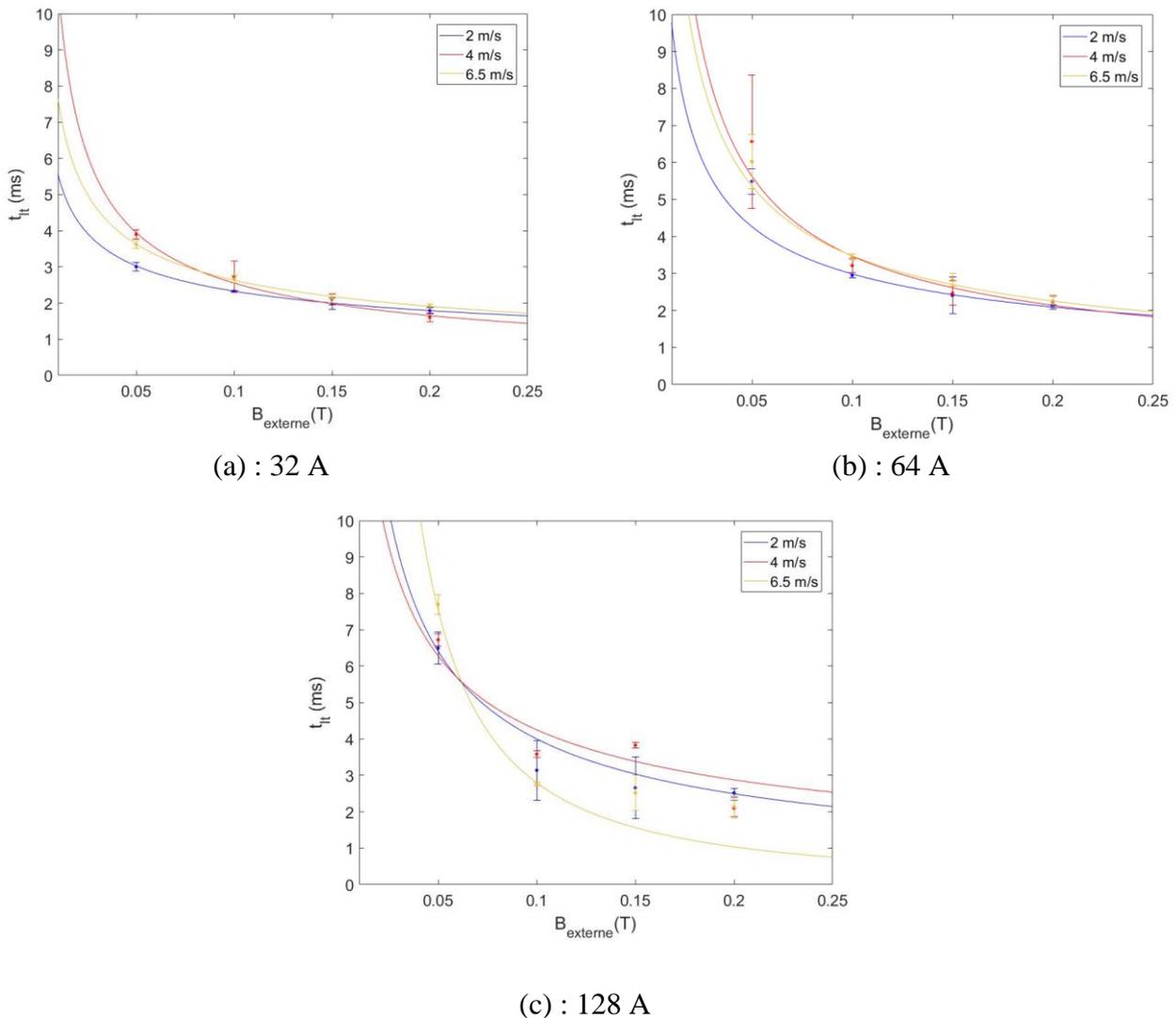


Fig. 2.63. Durée d'arc en fonction du champ externe et des vitesses d'ouverture des contacts pour chaque courant selon la loi en puissance $t_{lt} = cte \times B_{externe}^{-\alpha}$. (a) : 32 A ; (b) : 64 A ; (c) : 128 A.

Du coup, l'augmentation du courant augmente non seulement la force magnétique (côté gauche dans l'équation 2.1), mais aussi le diamètre de l'arc, ce qui a pour conséquence d'augmenter la force aérodynamique opposée (côté droit dans l'équation 2.1). Cela explique pourquoi en augmentant l'intensité du courant, la tendance à diminuer la durée de vie de l'arc n'est pas toujours observée (figures 2.62 (b) et 2.62 (c), courants 128 A et 64 A).

Les résultats sont montrés figure 2.63. Les points dans la figure 2.63 représentent les valeurs des essais expérimentaux avec les incertitudes et les courbes représentent des lois en puissance du type $t_{lt} = cte \times B_{externe}^{-\alpha}$.

Les valeurs de cte , de α et des coefficients de corrélation sont montrés dans le tableau 2.3.

Pour le courant 32 A, les courbes (figure 2.63 (a)) montrent bien que les valeurs expérimentales suivent la loi en puissance du type $t_{lt} = cte \times B_{externe}^{-\alpha}$ pour toutes les valeurs du champ magnétique. La constante α est égale à 0,38 pour une vitesse d'ouverture des contacts de 2 m/s,

0,63 pour 4 m/s et 0,46 pour une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s. Les coefficients de corrélation R^2 sont tous supérieurs à 0,98 pour ce courant.

Pour 64 A, les coefficients de corrélation sont moins bons principalement en raison des points expérimentaux à 0,05 T qui s'écartent nettement de la loi en puissance. On observe les mêmes écarts pour les essais à 128 A et 0,05 T. Pour ces deux courants, on a effectivement vu (figure 2.62) que les valeurs de la durée de l'arc sont nettement supérieures à 0,05 T par rapport à celles obtenues aux trois autres valeurs de champ externe.

Intensité du courant	Paramètres	Vitesse d'ouverture des contacts		
		2 m/s	4 m/s	6,5 m/s
32 A	α	0,38	0,63	0,46
	cte	0,98	0,60	0,91
	R^2	0,99	0,98	1,00
64 A	α	0,51	0,70	0,63
	cte	0,92	0,70	0,83
	R^2	0,79	0,92	0,95
128 A	α	0,68	0,56	1,43
	cte	0,83	1,16	0,10
	R^2	0,92	0,87	0,90

Tableau 2.3. Résultats sur l'approximation $t_{lt} = cte \times B_{externe}^{-\alpha}$ pour les trois courants.

On peut donc conclure que le champ 0,05 T est suffisant pour couper un courant de 32 A dans une durée de 3 ms environ. Alors que pour les deux autres courants 64 A et 128 A, le champ 0,05 T ne suffit pas pour favoriser une coupure rapide. Cela montre que pour un certain courant, il faut un champ magnétique externe minimal $B_{externe,min}$ pour favoriser une coupure en un temps réduit. Et, pour des valeurs supérieures du courant, il faut augmenter ce champ minimal. De plus, si les conditions de champ minimal sont favorisées ($B_{externe} > B_{externe,min}$), l'évolution de la durée de l'arc en fonction du champ magnétique externe suit sensiblement une loi en puissance de la forme $cte \times B_{externe}^{-\alpha}$, comme on l'a vu pour les essais à 32 A.

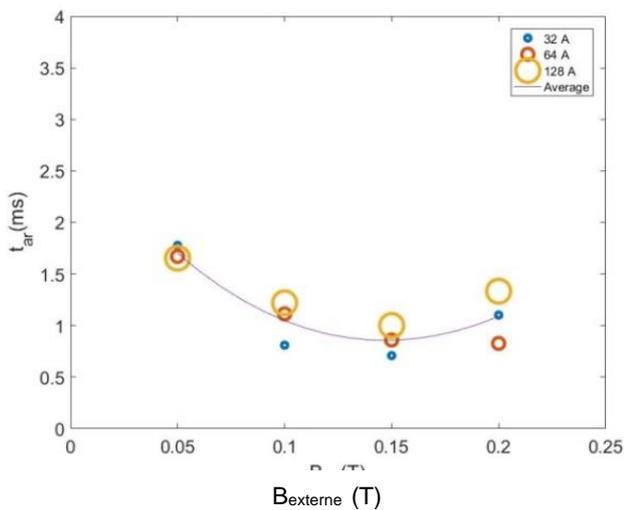
Au final, on voit que les valeurs de la constante alpha se répartissent entre 0,3 et 0,7 ; la valeur trouvée pour les essais à 128 A et 6,5 m/s n'est pas prise en compte car la durée de l'arc t_{lt} à 0,05 T est anormalement écartée ($B_{externe} < B_{externe,min}$). On est donc proche de la gamme 0,34-0,68 trouvée par Szente [Sze88] pour la vitesse de déplacement de l'arc.

Entre l'intensité du champ magnétique externe et la vitesse d'ouverture des contacts, on n'a pas pu observer une relation claire à partir des essais. Ceci est peut-être dû au fait que l'arc électrique soumis au champ externe quitte la zone entre les deux contacts mobiles dans une durée de quelques

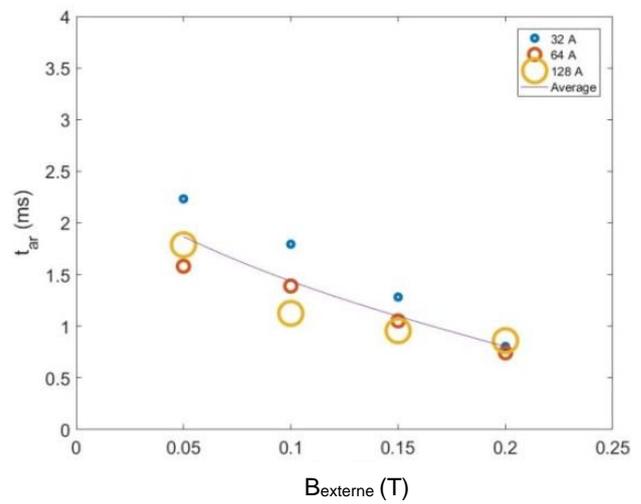
microsecondes, et donc qu'après avoir quitté cette zone, son déplacement devient indépendant de la vitesse d'ouverture des contacts.

2.4.4. Commutation de l'arc électrique sur les rails

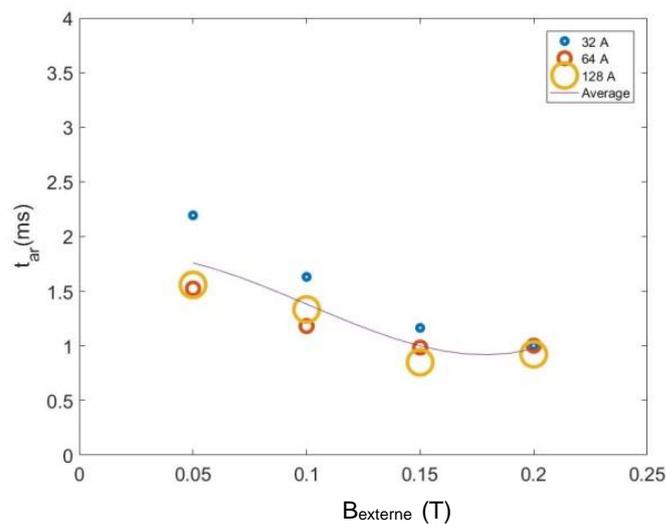
Le temps de commutation de l'arc électrique est montré pour les 3 différents courants testés (32 A, 64 A et 128 A) et les 3 vitesses d'ouverture des contacts (2 m/s, 4 m/s et 6,5 m/s).



(a) : 2 m/s



(b) : 4 m/s

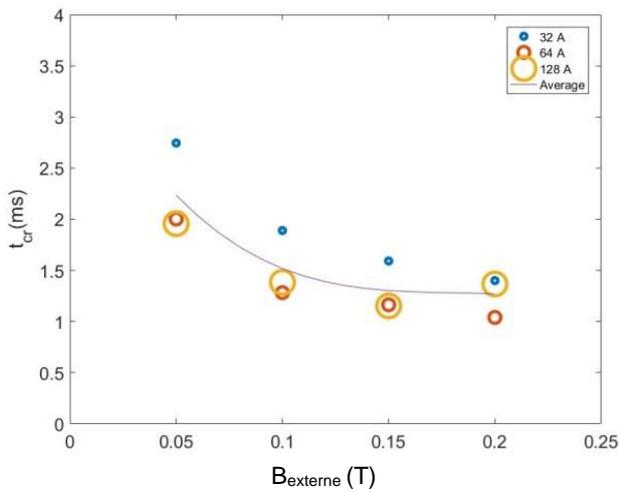


(c) : 6,5 m/s

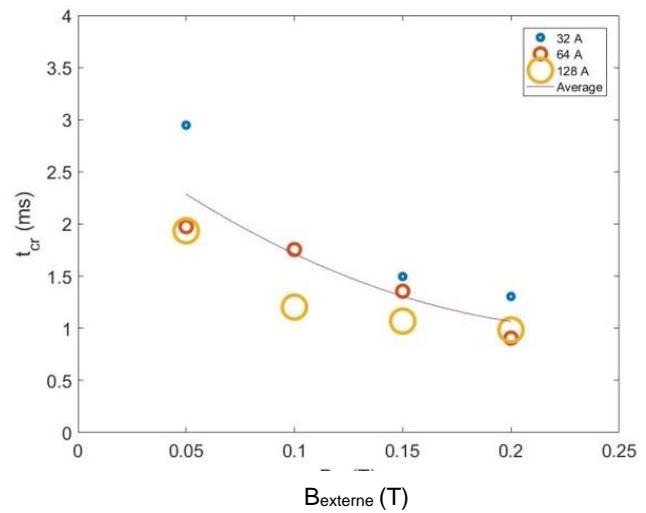
Fig. 2.64. Temps de commutation de l'arc sur le rail anodique en fonction du champ magnétique externe, des 3 intensités du courant (32 A, 64 A et 128 A) et des 3 différentes vitesses d'ouverture des contacts. (a) : 2 m/s ; (b) : 4 m/s ; (c) : 6,5 m/s.

La figure 2.64 présente les résultats de la durée de commutation de l'arc sur le rail anodique, et la figure 2.65 pour le rail cathodique. Pour chaque vitesse d'ouverture des contacts on présente la

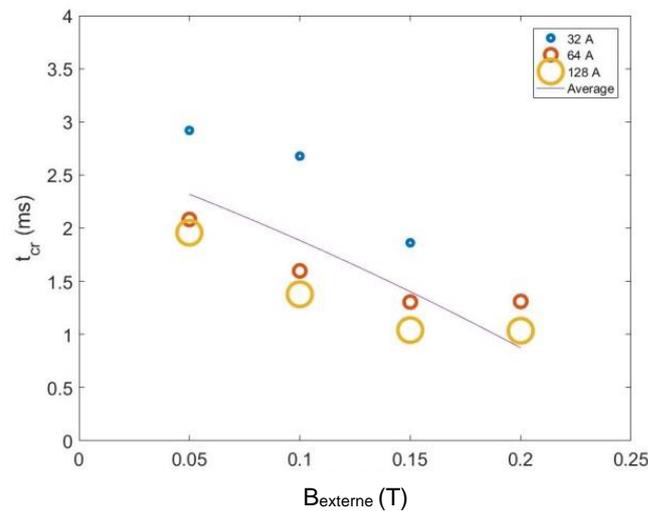
variation du temps de commutation en fonction du champ magnétique externe (0,05 T, 0,1 T, 0,15 T et 0,2 T) et du courant.



(a) : 2 m/s



(b) : 4 m/s



(c) : 6,5 m/s

Fig. 2.65. Temps de commutation de l'arc sur le rail cathodique en fonction du champ magnétique externe, des 3 intensités de courant (32 A, 64 A et 128 A) et pour 3 différentes vitesses d'ouverture des contacts. (a) : 2 m/s ; (b) : 4 m/s ; (c) : 6,5 m/s.

Tous les résultats confirment que l'augmentation du champ magnétique externe favorise la diminution du temps de commutation sur les rails fixes (anode ou cathode).

Le temps de commutation de l'arc électrique sur le rail anodique est inférieur au temps de commutation de l'arc sur le rail cathodique pour tous les courants et toutes les vitesses d'ouverture des contacts. Cela confirme les résultats expérimentaux de McBride [Mcb02] pour un courant inférieur à 2 kA. De plus, pour un courant de 32 A l'arc s'éteint avant d'arriver à commuter sur le rail cathodique sous 0,2 T.

Avec les niveaux de courant testés, il n'est pas possible de conclure sur une dépendance claire entre le courant et le temps de commutation, mais il est montré que le temps de commutation pour un courant de 128 A est toujours plus petit que pour un courant de 32 A.

2.5. Conclusion sur la partie expérimentale

Dans ce chapitre, on a présenté un dispositif expérimental permettant d'étudier le comportement de l'arc électrique sous l'effet d'un fort champ magnétique externe. Ce banc reproduit la technique de coupure de l'arc électrique par soufflage magnétique utilisée dans l'interrupteur industriel. Pour cela, une bobine de Helmholtz qui génère un champ magnétique intense de 0,2 T est utilisée dans ce banc.

Une série des tests expérimentaux a été faite pour étudier la commutation de l'arc sur les rails et sa durée de vie en fonction du champ magnétique externe, de l'intensité du courant et de la vitesse d'ouverture des contacts. Les temps critiques sont déterminés soit à partir des caractéristiques électriques soit à partir de l'observation optique à l'aide de la caméra rapide.

Tous les résultats confirment en premier lieu que l'augmentation du champ magnétique externe favorise la diminution de la durée de l'arc. En deuxième lieu, l'augmentation du champ externe favorise l'augmentation de l'élongation de l'arc selon sa direction de déplacement.

Pour un courant de 64 A et 128 A, on a observé qu'un champ de 0,05 T ne suffit pas pour favoriser une coupure rapide de l'arc en moins de 3 ms comme c'est le cas à 32 A, ce qui nous amène à supposer que chaque courant nécessite d'un champ magnétique externe minimal pour favoriser une coupure en un temps réduit. Et, pour des valeurs supérieures du courant, il faut augmenter ce champ minimal.

En fonction de l'intensité du courant, la durée d'arc pour un courant de 32 A est observée toujours plus petite que celle de 64 A et 128 A sous un même champ externe. Pourtant, l'allongement de l'arc selon la direction de son déplacement est observé plus important pour un courant plus élevé.

De même, le temps de commutation d'un courant de 32 A est observé plus grand que celui d'un courant de 128 A, et pour certains cas l'arc avec un courant de 32 A s'éteint avant qu'il arrive à commuter sur le rail cathode. Cela peut être dû au fait que l'augmentation de courant augmente les forces magnétiques et par suite accélère la vitesse de déplacement du front et des pieds d'arc ce qui favorise l'allongement de l'arc selon la direction de son déplacement, ainsi que la vitesse de déplacement des pieds d'arc sur les contacts mobiles et la durée de commutation de l'arc sur les rails.

Finalement, on n'a pas pu trouver une relation claire entre la durée d'arc et la vitesse d'ouverture des contacts pour ce genre d'essais effectués où l'arc sort de la zone des contacts mobiles pour une durée d'une centaine de microsecondes.

Pour compléter ces études, il est nécessaire de rapporter les phénomènes observés à des connaissances théoriques qui expliquent le comportement du plasma selon les équations physiques. Pour cela, dans le chapitre 3 nous allons présenter la théorie et les connaissances de base qui définissent l'environnement de l'arc. Le chapitre 3 servira de base pour construire les modèles physiques qui simulent le mouvement de l'arc électrique (chapitre 4). Confronter les essais expérimentaux avec les modèles numériques est nécessaire pour valider les modèles ainsi que donner des explications physiques aux résultats expérimentaux observés.

Chapitre 3. Modélisation de la coupure par arc électrique

Les études expérimentales dans le domaine de la gestion de l'arc électrique sont techniquement difficiles et coûteuses. Le problème technique qui se pose est l'impossibilité de voir la propagation de l'arc en détails. Les études expérimentales sont basées sur le fait de décrire les caractéristiques électriques comme la tension d'arc, la tension du circuit, l'intensité du courant dans la chambre de coupure, pour plusieurs manœuvres et comparer les résultats avec les états des chambres de coupure après la réalisation des manœuvres, et estimer la propagation de l'arc. Une autre possibilité est de voir la propagation de l'arc par l'intermédiaire d'une caméra rapide. Mais cela impose de modifier les parois de l'interrupteur industriel par des parois transparentes afin d'analyser la lumière émise par l'arc, ce qui modifie les propriétés de la chambre de coupure, et par suite les conditions de propagation de l'arc électrique.

Pour orienter la conception des chambres de coupure et aller dans le sens de l'optimisation, il faut mettre au maximum à profit les propriétés remarquables de l'arc électrique pour dissiper l'énergie électromagnétique. La simulation numérique de l'arc électrique est un outil indispensable pour comprendre la gestion de l'arc, avoir des profils de la distribution de température et de pression, étudier les champs de vitesse et faire le choix sur la meilleure configuration pour l'extinction rapide de l'arc, sans être obligé d'effectuer des séries d'essais expérimentaux pour varier les paramètres et étudier leurs effets. Pour cela, dans cette partie nous allons présenter les bases de modèles qui simulent le déplacement de l'arc dans des conditions similaires à celles du banc d'essai décrit dans le chapitre 2. L'arc électrique combine plusieurs phénomènes physiques fondamentaux. Afin de donner une image plus claire de la physique qui régit le comportement des arcs électriques et justifier le choix des équations utilisées dans la modélisation de l'arc électrique, nous présentons d'abord dans ce chapitre les théories et les connaissances de base qui définissent l'arc et son environnement, et nous donnons une revue des caractéristiques d'un plasma d'air à pression atmosphérique.

Pour finir, nous présentons les différents modèles retenus pour simuler la coupure par arc électrique.

3.1. Modélisation et simulation numérique du plasma d'arc

La modélisation de l'arc électrique dans une chambre de coupure qui convient à l'approche du banc d'essai nécessite un modèle multi-physique qui permet le couplage entre les équations de la mécanique des fluides et celles de l'électromagnétisme pour décrire la propagation de l'arc électrique ainsi que l'interaction de l'arc avec le circuit électrique dans lequel il est inséré. De plus, spécifiquement dans ce travail, il faut prendre en considération l'effet d'un champ magnétique extérieur.

Les équations combinant la dynamique des fluides et l'électromagnétisme sont décrites par la magnétohydrodynamique (MHD). La dynamique des fluides est décrite par les équations de Navier-Stokes compressibles et l'électromagnétisme est décrit par les équations de Maxwell. L'ensemble des équations MHD relie la masse volumique du plasma ρ , la vitesse du plasma \mathbf{v} , la température T à la densité du courant \mathbf{J} et le champ d'induction magnétique \mathbf{B} .

Dans nos modèles, on simule uniquement la colonne d'arc (voir paragraphe 3.6, figure 3.7), i.e. la colonne centrale de l'arc électrique assimilé au plasma d'arc ou plasma de coupure. C'est la seule zone de l'arc électrique qui peut être considérée en équilibre thermodynamique local (paragraphe 3.3). Par suite on peut appliquer dans cette zone les équations magnétohydrodynamiques pour décrire le mouvement. Par contre, la colonne d'arc est encadrée par deux zones anodique et cathodique dont les plasmas sont fortement déséquilibrés (paragraphe 3.6) et donc, les équations magnétohydrodynamiques ne peuvent pas être appliquées. Ces deux zones ne sont pas prises en compte dans nos modèles.

3.1.1. Conditions pour appliquer les lois de MHD

Les modèles MHD utilisent les grandeurs macroscopiques du milieu pour décrire le comportement du plasma. Le plasma est décrit comme un milieu continu régi par des équations de transports telles que celles de Navier-Stokes.

On peut utiliser cette approche lorsque l'échelle de l'étude est l'échelle mésoscopique, i.e. lorsque la longueur dans l'échelle dans laquelle on travaille, est assez grande comparée au libre parcours moyen de la particule (distance moyenne parcourue entre deux chocs), ou λ_D , longueur de Debye ($\approx 10^{-4}$ mm). Dans ce cas, on peut considérer que les grandeurs sont localement uniformes [Bou94]. Le plasma suit la description eulérienne où le fluide est découpé en volumes élémentaires immobiles, dont chacun est considéré comme un système ouvert. Les coordonnées d'espace représentent la position de chaque volume, et ne dépendent donc pas du temps. Par conséquent, l'écoulement du fluide est défini par les champs des vitesses.

Dans l'approximation de MHD, le plasma d'arc est considéré comme un plasma macroscopiquement neutre, i.e., dans lequel les charges positives équilibrent les charges négatives (car les longueurs $\gg \lambda_D$ [Bou94]).

3.1.2. Les interactions entre les différents modèles de la coupure

On peut résumer l'ensemble des besoins pour la modélisation par la figure 3.1. Cette figure montre les interactions entre les différentes équations MHD et le circuit électrique extérieur.

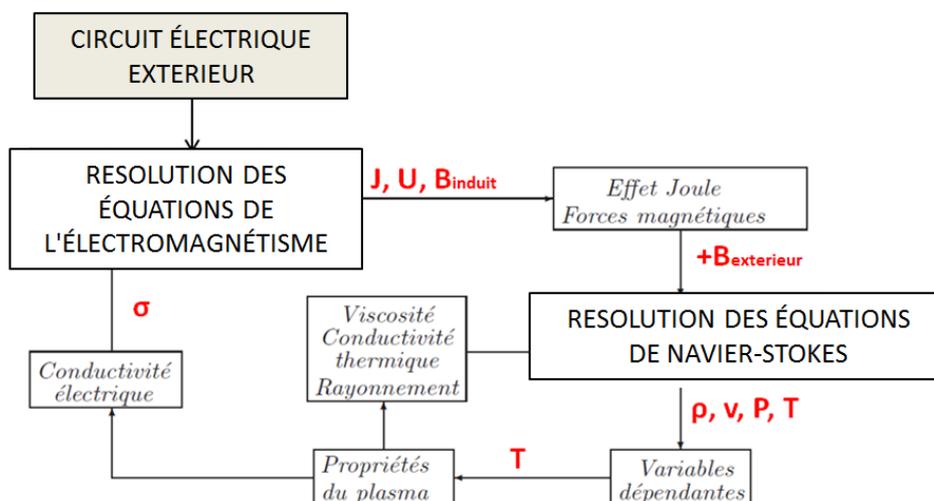


Fig.3.1. Schéma du couplage des équations de MHD.

- Couplage avec un circuit extérieur : l'appareil de coupure est inséré dans un circuit électrique, donc la tension d'alimentation aux bornes des électrodes U_{arc} est calculée à chaque pas de temps par un couplage avec un circuit RL extérieur alimenté par un générateur de tension DC.

L'ouverture des contacts cause l'initiation d'un arc électrique et l'apparition de l'arc va entraîner une interaction du plasma avec le gaz environnant (air). L'arc est entretenu par l'apport de l'effet Joule et son déplacement est largement influencé par les forces de Lorentz. Ceci nécessite une modélisation de l'écoulement couplé aux équations de Maxwell (électromagnétisme) pour décrire le déplacement de l'arc électrique.

- Modélisation de l'électromagnétisme (résolution des équations de Maxwell) : la résolution des équations de Maxwell donne la densité de courant \mathbf{J} et au champ magnétique induit \mathbf{B}_{induit} de l'arc et des électrodes permet d'accéder à la densité de courant et le champ magnétique conduisent à un chauffage ohmique et à des forces de Lorentz respectivement.
- Modélisation de l'hydrodynamique (résolution des équations de Navier-Stokes) : l'arc est entretenu par l'apport de l'effet Joule et son déplacement est largement influencé par les forces électromagnétiques. Ces deux termes sont introduits dans les équations de Navier-Stokes pour le calcul de la masse volumique ρ , les champs de vitesse \mathbf{v} et la distribution de température du gaz T , tenant compte du champ magnétique extérieur $\mathbf{B}_{externe}$ dans le calcul des forces de Lorentz.

En fonction de la répartition locale de la température dans la chambre de coupure, les propriétés du plasma comme la conductivité thermique k , la conductivité électrique σ et la viscosité μ sont déterminées.

- Couplage des différentes physiques : la conductivité électrique σ est donnée selon la nouvelle redistribution de température et elle est utilisée dans les équations de l'électromagnétisme (Maxwell) pour le calcul du nouveau potentiel électrique et donc de la densité de courant et du champ magnétique induit.

Les propriétés thermodynamiques et radiatives du gaz sont réintroduites dans les équations de Navier-Stokes selon la nouvelle redistribution de la température.

3.1.3. Choix du logiciel de modélisation COMSOL Multiphysics

Le traitement numérique des équations nécessite une discrétisation des domaines pour que les équations différentielles de transport (MHD) soient linéarisées. Ceci fait appel au maillage. Plusieurs méthodes numériques peuvent être utilisées pour la discrétisation des équations comme la méthode des volumes finis, la méthode des différences finies et la méthode des éléments finis. Pour chaque méthode, il existe des logiciels de simulation adaptés.

La méthode des volumes finis est largement utilisée dans la modélisation des écoulements et des équations de fluides (Fluent [Swi04, Gle05, Lag04]). Pour l'arc électrique, une formulation mixte éléments finis P1 - volumes finis est aussi utilisée (code N3S-NATUR [Piq06], code interne Schneider (SHarc3D) [Ron09], code SATURNE développé par EDF [CHE08]) tels que les termes

convectifs sont traités par la méthode des volumes finis et les termes visqueux et sources sont traités par la méthode des éléments finis.

Le logiciel choisi pour la modélisation est COMSOL Multiphysics (version 5.5) dont la discrétisation spatiale se fait par éléments finis. Ce choix est dû à la capacité de COMSOL à résoudre des problèmes multi-physiques [Com] : dans notre cas ce sont la mécanique des fluides et l'électromagnétisme ainsi que le couplage avec un circuit électrique extérieur. Chaque physique est étudiée à travers un module intégré, et les modules peuvent être couplés ensemble. Pour résoudre les équations MHD, 4 modules intégrés dans COMSOL sont couplés : module « champ magnétique » pour le calcul du champ magnétique induit de l'arc électrique et du courant qui circule dans les électrodes ; module « courant électrique » couplé avec le module « circuit électrique » pour le calcul des tensions électriques aux bornes de chaque composant, du courant électrique qui circule dans le circuit et de la densité de courant ; module « écoulement laminaire, haut nombre de Mach » pour résoudre les équations de Navier-Stokes pour un gaz compressible. Ce module permet de calculer la masse volumique, les champs de vitesse, la distribution de la température et la pression. De plus, la résolution de toutes ces équations peut être conduite en géométrie fixe ou mobile.

La discrétisation spatiale sous COMSOL se fait par une formulation d'éléments finis. La méthode des éléments finis (MEF) est un outil mathématique très puissant et plus adapté aux problèmes d'électromagnétisme [Piq06]. La méthode consiste à diviser un domaine Ω en sous domaines Ω_i appelés mailles et ces derniers sont munis de nœuds. La problématique est convertie en des équations différentielles aux dérivées partielles (EDP) à satisfaire sur chaque nœud du domaine Ω , et ce, en prenant en considération les conditions imposées sur les frontières de ce domaine (conditions aux limites). Les conditions aux limites sont en général de trois types : conditions de Dirichlet, conditions de Neumann et conditions de Robin. La solution consiste à reformuler EDP sous forme d'identité intégrale «forme variationnelle » ou encore « forme faible » en les multipliant par une fonction test Ψ appelée fonction de pondération. La fonction inconnue intervient ainsi avec des dérivées d'ordre inférieur dans la nouvelle forme obtenue (forme variationnelle). Le deuxième pas de cette phase consiste à définir une fonction locale notée f_i et appelée fonction d'interpolation sur chaque domaine Ω_i . f_i est complètement et uniquement déterminée par les valeurs de la solution imposée aux nœuds. La solution F fournie par la MEF est une juxtaposition des fonctions d'interpolation f_i . Donc la résolution se ramène à trouver les valeurs nodales de f_i . Cette formulation est résolue en imposant des restrictions sur les fonctions de pondération Ψ . Il existe une infinité de manières de définir les fonctions de pondération Ψ . Chacune de ces manières engendre une variante différente de la MEF qui conduit à une solution approximative différente. Afin d'assurer la continuité de la fonctionnelle entre chaque maille, une interpolation de la densité de l'énergie en fonction de paramètres variation est calculée sur des éléments canoniques du maillage (respectivement arrêts, nœuds, facettes) [Man13]. Alors les techniques de minimisation font appel à des algorithmes classiques et éprouvés de résolution de systèmes linéaires pour indiquer le lieu du minimum, et d'analyse spectrale pour étudier la sensibilité de la solution.

L'avantage de la méthode des éléments finis est qu'elle fournit une représentation bien définie de la fonction recherchée partout dans le domaine de la solution [Ans09]. Cela permet d'appliquer de nombreux outils mathématiques et de prouver des propriétés importantes concernant la stabilité et la convergence. En plus, la méthode intégrale, est pratique en présence de discontinuités. Cette méthode est souvent utilisée pour résoudre le problème concernant l'électromagnétisme.

Un inconvénient de la FEM est que les formules explicites pour le calcul des champs dans les simulations de domaine temporel ne peuvent être dérivées dans le cas général, ce qui est mal adapté aux équations de Navier-Stokes comparée à la méthode des volumes finis.

3.2. Nature des plasmas

Le plasma constitue le quatrième état de la matière après l'état solide, l'état liquide et l'état gazeux. C'est un gaz partiellement ou totalement ionisé, suffisamment dense pour être quasi-neutre. On peut atteindre ce type de milieu si la température du gaz est suffisamment élevée pour que les électrons puissent être arrachés des atomes. Le milieu dans ce cas devient une collection d'ions positifs ou négatifs, d'électrons et de particules neutres (atomes ou molécules). Il existe aussi dans le plasma un type d'atomes ou de molécules dit excités, où les électrons sont portés à des niveaux d'énergie plus élevée sans être arrachés de l'atome ou de la molécule. Ces atomes et molécules peuvent se désexciter en émettant des photons [Fau00].

L'état du plasma s'étend sur une vaste gamme qui existe dans la nature et en laboratoire. Dans l'univers, la majeure partie de la matière visible est à l'état plasma, comme les étoiles, l'éclair, l'aurore boréale. Il y a aussi des plasmas artificiels comme les lampes au néon, et les plasmas chauds où la matière est chauffée à très haute température afin de reproduire la réaction de fusion nucléaire. On peut classifier les différents plasmas selon leur température et leur densité électronique (figure 3.2).

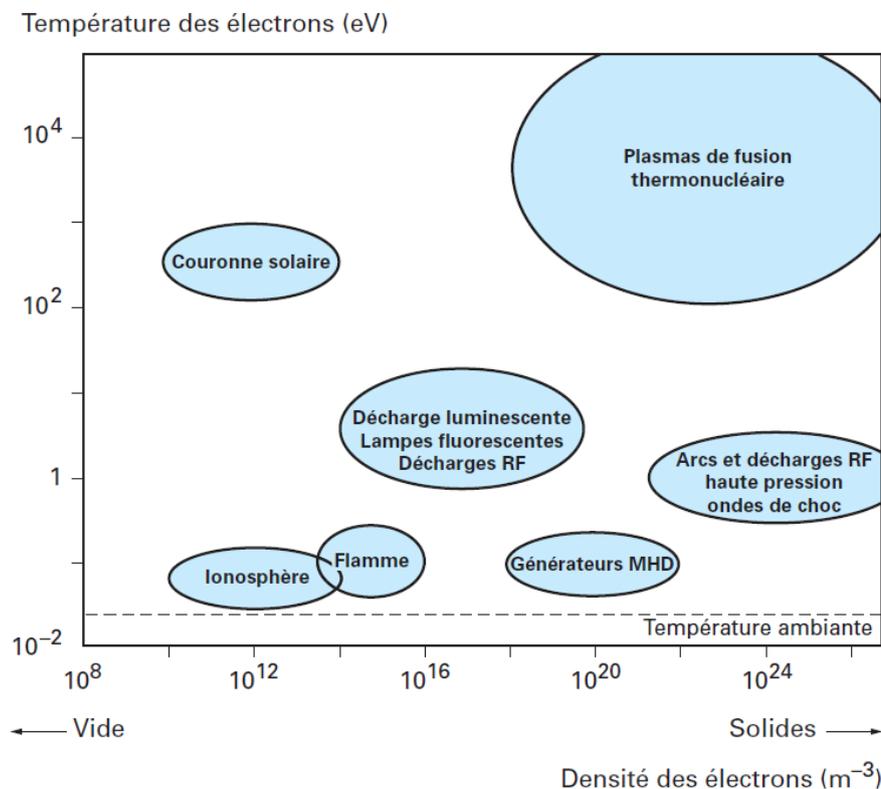


Fig 3.2. Classification des différents plasmas selon la température et la densité électronique [Fau00].

Dans la figure 3.2, 1 eV a été pris égal à 7740 K.

Globalement, on peut diviser les plasmas en deux catégories [Fau09] :

- les plasmas chauds qui sont obtenus lors de la fusion de noyaux atomiques et qui atteignent une température de plusieurs millions de kelvin ($\geq 10^5$ K) ;
- les plasmas froids ($\leq 10^5$ K) qui sont des milieux ionisés dans lesquels la température des particules ne dépasse pas quelques dizaines de milliers de kelvin, et parmi lesquels on trouve les arcs électriques. Dans cette catégorie, il est nécessaire de distinguer les plasmas thermiques où on peut considérer que les électrons et les particules lourdes (atomes, ions) ont la même température, et les plasmas non thermiques où les électrons ont une température plus élevée que les particules lourdes (plasma de décharge luminescente, plasma de décharge à barrière diélectrique, jets de plasma à pression atmosphérique et les couronnes solaires).

Pour faire la distinction entre les plasmas thermiques et non-thermiques, il est essentiel de définir la notion de l'équilibre thermodynamique et les lois qui le caractérisent.

3.3. Plasma en équilibre thermodynamique local - ETL

Pour définir la notion de l'équilibre thermodynamique local il faut tout d'abord décrire les notions les plus importantes de l'équilibre thermodynamique.

Les particules du plasma, (électrons, ions, atomes, molécules) sont en mouvement permanent. Elles possèdent donc une énergie cinétique propre. Si la fréquence de collisions entre les particules est suffisante, on aura une équirépartition de l'énergie. Cette énergie définit la température de translation des particules T_{tr}

$$\frac{1}{2} m v_{th}^2 = \frac{3}{2} k_B T_{tr} \quad (3.1)$$

Le facteur $\frac{3}{2}$ tient compte de l'isotropie de la température de translation en cas d'équilibre thermique, où l'énergie cinétique dans chaque direction est équivalente à $\frac{1}{2} k_B T_{tr}$.

Les plasmas hors équilibre thermique sont caractérisés par plusieurs températures (température de translation, de vibration... [And95]). A l'équilibre thermique, toutes ces températures sont identiques.

A l'équilibre thermodynamique, la fonction de distribution qui décrit comment les particules sont localisées dans l'espace de phase (3 dimensions pour la vitesse et 3 dimensions pour la position) est indépendante de l'espace (plasma uniforme) et du temps. Elle suit la loi de Maxwell-Boltzmann [Mul90] qui donne à la fonction de distribution une forme gaussienne. La distribution d'énergie pour chaque espèce suit la loi de Boltzmann, et le degré d'ionisation du milieu suit la loi de Saha [Fau00].

L'équilibre chimique du plasma est statistique et les particules sont le siège des processus élémentaires qui seront tous contrebalancés. Par conséquent, à l'équilibre thermodynamique, on peut assimiler le plasma à un corps noir qui absorbe toutes les radiations qu'il émet. La puissance du rayonnement d'un corps noir est définie alors par la loi de Planck [Fau00].

L'équilibre thermodynamique n'existe pas dans les plasmas d'arc pour plusieurs raisons :

- la notion de la température uniforme ne peut pas être appliquée. La température sur l'axe de la décharge est plus élevée que sur la périphérie ;
- le champ électrique crée des dérives de particules chargées qui causent l'anisotropie de la fonction de distribution (plasma non uniforme), ainsi la distribution gaussienne de Maxwell n'est plus vraie ;
- ce sont les électrons qui prennent l'énergie du champ électrique et la communiquent aux ions lourds. Si la fréquence des collisions n'est pas suffisante la température des électrons peut être plus élevée que la température des particules lourdes. En effet, le transfert d'énergie cinétique par collisions s'effectue d'autant mieux que les particules ont de masses voisines. La différence de masses entre les électrons et les particules lourdes permet de supposer que les particules lourdes tendent vers une même énergie cinétique caractérisée par la température de translation et les électrons vers une température de translation plus élevée. Ce déséquilibre thermique dépend de la valeur du champ électrique appliqué et la nature du plasma [Fau09] ;
- des phénomènes de transport de masse et d'énergie non réversibles ont lieu au sein de ces plasmas, et toutes les radiations émises ne sont pas réabsorbées par le plasma, donc la loi de Planck n'est plus validée.

Cependant, dans la région la plus chaude du plasma de coupure (colonne d'arc) un état plasma proche de l'équilibre thermique appelé l'équilibre thermodynamique local (ETL) est souvent introduit. L'équilibre thermodynamique local est réalisé lorsque les désexcitations par collisions sont beaucoup plus importantes que les désexcitations spontanées qui seront considérées comme des perturbations négligeables [Fau00]. Donc, les processus collisionnels entre particules (et non les processus radiatifs) gouvernent les transitions et les réactions au sein du plasma. Les lois caractéristiques de l'équilibre thermodynamique de Maxwell, Saha, et Boltzmann, sont appliquées mais uniquement aux processus collisionnels [Fau09]. A l'ETL, les équilibres chimiques et thermiques sont vérifiés localement, donc on peut appliquer les lois sur des volumes élémentaires juxtaposés, dans lesquels on peut considérer que les gradients de température sont nuls. La loi de Planck est la seule loi qui ne peut pas être appliquée.

3.4. Propriétés du plasma de coupure

Les propriétés thermodynamiques, les coefficients de transport et les propriétés radiatives d'un plasma varient en fonction de sa composition, de la température et de la pression.

Dans nos modèles, le gaz initialement présent est l'air pur à pression atmosphérique. Ainsi toutes les propriétés sont calculées pour un plasma d'air en fonction de la température et en considérant que la pression est constante et égale à la pression atmosphérique.

Le calcul de la composition du plasma est nécessaire pour déterminer les propriétés thermodynamiques et les coefficients de transport du plasma. La composition d'un plasma d'air [And95] (N_2 : 78,084% ; O_2 : 20,946% ; CO_2 : 0,036% ; Ar : 0,934%) est montrée figure 3.3.

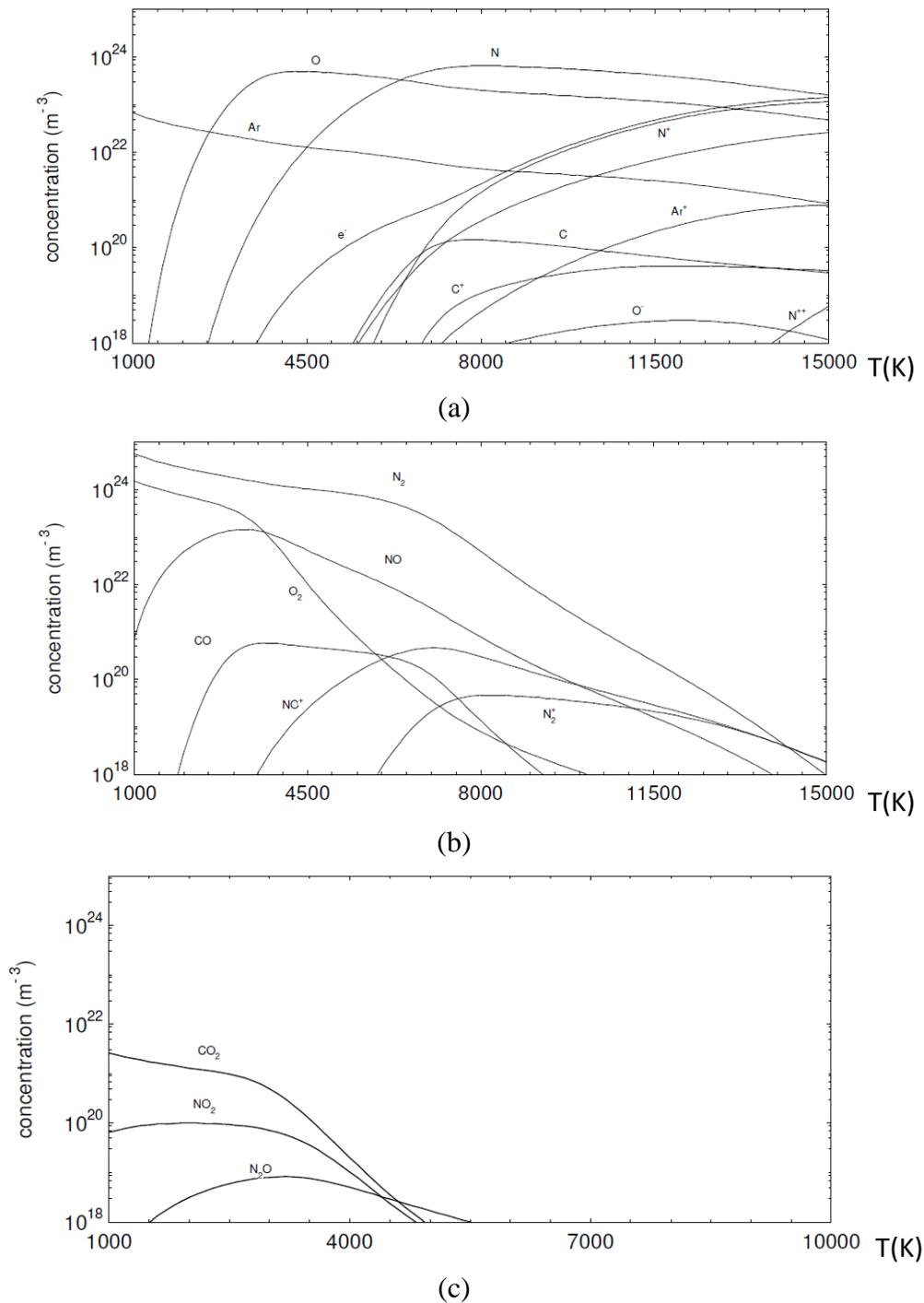


Figure 3.3. Evolution de la concentration des espèces : (a) monoatomiques ; (b) diatomiques ; (c) polyatomiques pour un plasma d'air à la pression atmosphérique en fonction de la température [And95].

En réalité, le plasma d'arc dans les chambres de coupure de l'interrupteur n'est pas composé uniquement de produits issus de la décomposition de l'air, mais il est mélangé avec des vapeurs métalliques et de plastiques issues de l'érosion des électrodes et de l'ablation des parois de l'interrupteur. Les phénomènes d'ablation et le changement de la composition du plasma d'air ne sont pas pris en compte dans la simulation, vu qu'ils nécessitent une étude temporelle de l'évolution de la composition du plasma et une modification des propriétés à chaque instant selon cette composition.

Dans ce qui suit, nous présentons tout d'abord la définition d'un plasma thermique et nous nous concentrons dans cette partie sur la présentation des propriétés thermodynamiques et des coefficients de transport du plasma dans la colonne d'arc, spécifiquement le plasma d'air dans le cas supposé à l'ETL.

3.4.1. Propriétés thermodynamiques et coefficients de transport d'un plasma d'air à l'ETL

Pour calculer les propriétés thermodynamiques d'un plasma d'air, P. André [And95] emploie la méthode de minimisation de l'énergie libre de Gibbs. Les calculs sont faits pour un plasma d'air pur dans le cas où l'ETL est établi en fonction de la température et de la pression. Le plasma d'air est considéré comme un mélange de gaz parfaits à pression constante. Cette hypothèse convient à nos modèles vu qu'on considère le plasma d'arc sous pression atmosphérique.

La méthode de calcul de la masse volumique est décrite dans [And95], et la capacité calorifique à pression constante est obtenue par dérivation numérique de l'enthalpie.

Nous présentons uniquement dans la figure 3.4, l'évolution de la masse volumique ρ et de la capacité calorifique c_p en fonction de la température pour un plasma d'air à la pression atmosphérique.

La conductivité électrique σ , la conductivité thermique k et la viscosité μ sont données par P. André par une communication interne du laboratoire LPC. Elles sont présentées figure 3.5.

Les propriétés thermodynamiques et les coefficients de transport du plasma d'air en fonction de la température sont implémentés sous COMSOL sous formes polynomiales dans les propriétés du matériau.

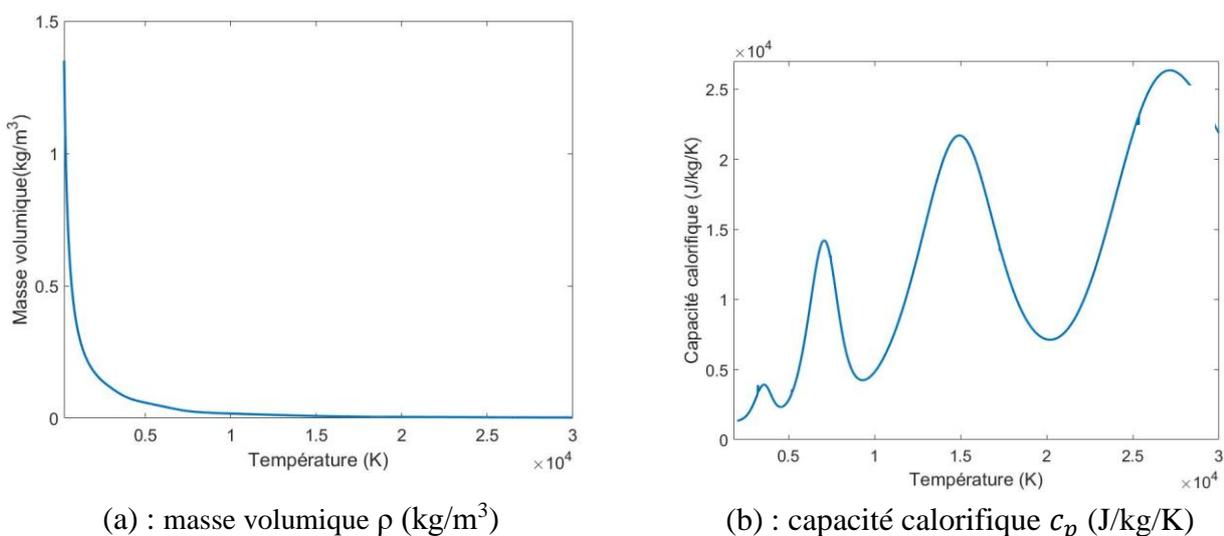
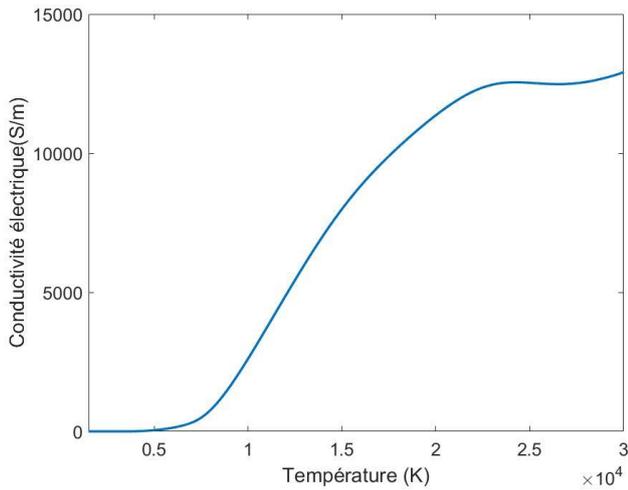
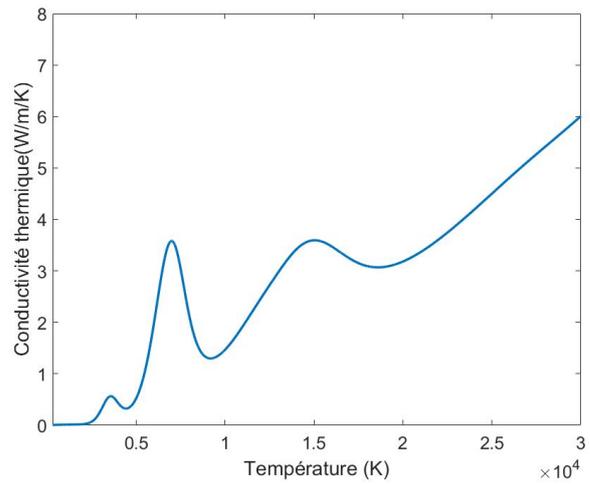


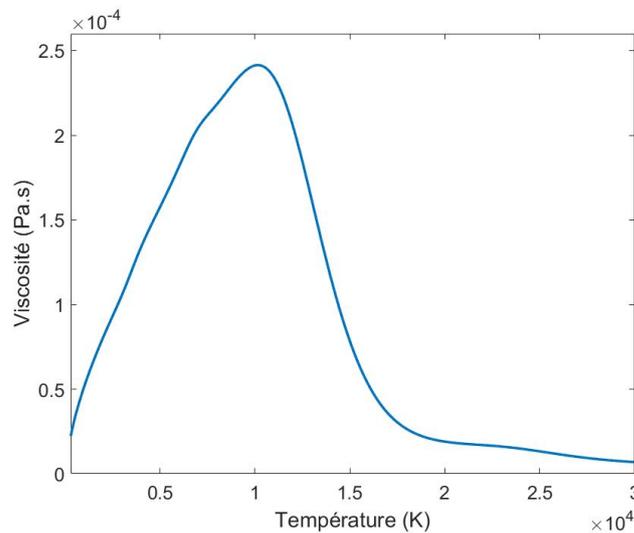
Fig.3.4. Masse volumique et capacité calorifique en fonction de la température pour un plasma d'air sous la pression atmosphérique [And95].



(a) : conductivité électrique σ (S/m)



(b) : conductivité thermique k (W/m/K)



(c) : viscosité μ (Pa.s)

Fig.3.5. Conductivité électrique, conductivité thermique et viscosité en fonction de la température pour un plasma d'air sous la pression atmosphérique.

3.4.2. Propriétés radiatives d'un plasma d'air à l'ETL

Le rayonnement issu du plasma de coupure est composé de différentes contributions associées aux rayonnements discret et continu tel que montré dans [Ran11].

Le calcul du rayonnement du plasma de coupure est très complexe car les grandeurs radiatives varient en fonction de la longueur d'onde et de la géométrie du volume émissif. C'est pourquoi des méthodes approximatives sont nécessaires pour calculer le rayonnement du plasma d'arc et pouvoir les implémenter facilement dans les modèles. Pour calculer le rayonnement du plasma d'arc la méthode fréquemment utilisée est la méthode du coefficient d'émission nette. Cette méthode conserve la dépendance spectrale de rayonnement mais simplifie la dépendance du coefficient d'émission du plasma envers les variables d'espace. L'émission nette représente la différence entre la puissance rayonnée localement et celle absorbée durant la traversée du plasma d'un rayon R_p [Ran11].

La méthode de coefficient d'émission nette est basée sur la loi de Kirchhoff applicable à l'équilibre thermodynamique local : à une température T donnée, et pour une fréquence ν donnée, le rapport entre l'émittance énergétique $M(\nu, T)$ et le coefficient d'absorption $K(\nu, T)$ est le même pour toutes les particules, et par suite

$$M(\nu, T) = K(\nu, T) M_0(\nu, T) \quad (3.2)$$

avec $M_0(\nu, T)$ l'émittance d'un corps noir qui est donnée par la loi de Planck.

Le coefficient d'émission nette du continuum est obtenu par la superposition des coefficients d'absorption du continuum corrigé de l'émission induite, à une fréquence ν et une température T au cours de sa propagation dans le plasma de rayon R_p . Le calcul est détaillé par Gleizes [Gle05].

A ce terme, il faut ajouter les contributions des coefficients d'émission des raies [Cre01] pour obtenir le coefficient d'émission nette totale en fonction de la température et du rayon R_p .

La méthode du coefficient d'émission nette considère le plasma comme une sphère homogène et isotherme, donc le rayonnement net est égal à

$$Q_n(T, R_p) = 4\pi\varepsilon_n(T, R_p) \quad (3.3)$$

Cette méthode est souvent utilisée dans les zones les plus chaudes des plasmas (colonne d'arc). Dans nos études, on prend le cas de $R_p = 0$ qui considère que le plasma est optiquement mince avec un rayonnement uniforme. Le coefficient d'émission nette en fonction de la température d'un plasma d'air de rayon $R_p = 0$ est montré dans la figure 3.6. Il a été montré par Lowke [Low74] que cette fonction est valable pour les plasmas de température supérieure à 3 500 K dans les gaz atomiques.

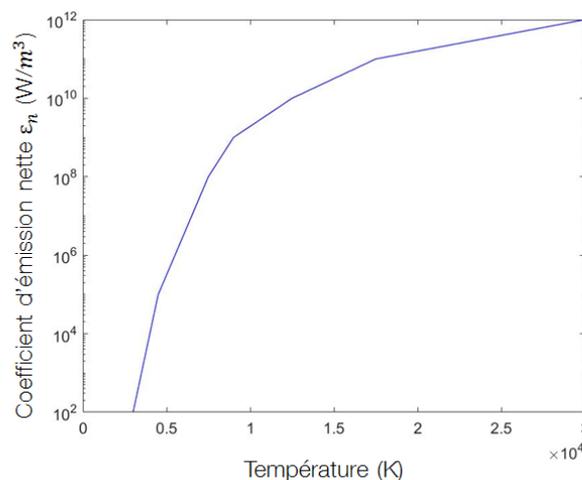


Fig. 3.6. Coefficient d'émission nette d'un plasma d'air de rayon $R_p = 0$ [Gle05].

L'inconvénient de la méthode du coefficient d'émission nette est qu'elle ne peut être appliquée que dans les régions les plus chaudes du plasma. Du coup, la réabsorption du rayonnement par les électrodes et les gaines anodiques et cathodiques ne peut pas être calculée. Cependant cette méthode est souvent choisie pour décrire les pertes d'énergie par rayonnement de la colonne d'arc vu sa facilité à être intégrée dans les modèles.

D'autres méthodes existent pour calculer le rayonnement dans des régions froides [72-73]. Cependant ces méthodes nécessitent une large base de données et sont plus compliquées à être intégrées dans les modèles.

3.5. Les équations qui régissent le mouvement du plasma de coupure

Pour la modélisation du déplacement du plasma d'arc lors de la coupure dans l'interrupteur on considère les hypothèses suivantes :

- le plasma de coupure est considéré dans l'approximation fluide de l'ETL ;
- les phénomènes d'érosion des électrodes et des parois sont négligés et les surfaces des électrodes sont considérées indéformables. En plus, on néglige le rayonnement du plasma vers les électrodes et celui des électrodes vers le plasma ;
- l'échange d'énergie avec les parois se fait uniquement par convection ;
- le plasma de coupure est un fluide newtonien et son écoulement est considéré laminaire.

Sous ces hypothèses on définit les équations MHD qui régissent le mouvement de plasma d'arc dans les paragraphes 3.5.1 et 3.5.2 ainsi qu'on définit le couplage avec le circuit électrique extérieur paragraphe 3.5.3.

3.5.1. Modélisation de l'écoulement et du transfert thermique

Le plasma dans notre cas est considéré comme un fluide compressible et newtonien. Nous avons également supposé que l'écoulement est laminaire car le nombre de Reynolds dans notre cas est approximativement inférieur ou de l'ordre de 10 selon le diamètre (largeurs de la chambre) et la vitesse moyenne approximative considérée et la viscosité du plasma d'air pris à une température de 10000 K (température moyenne de la colonne d'arc dans les chambres de coupure). Ce régime est souvent choisi dans les travaux pour sa facilité d'utilisation. Il faut noter que le régime turbulent est aussi investi dans les plasmas thermiques mais on le voit souvent dans des cas des plasmas torche [Bau97]. Du coup, on a négligé tout effet de turbulence. Le plasma est considéré comme un fluide newtonien ce qui nous permet d'utiliser la viscosité μ comme coefficient de diffusion dans l'équation de conservation de la quantité de mouvement.

L'écoulement du plasma dans ces conditions est régi par les équations de Navier-Stokes compressibles suivantes :

3.5.1.1. Conservation de masse

La variation de la masse dans un élément de volume de fluide en fonction de temps, est égale au flux de masse échangé avec l'extérieur.

On peut l'exprimer par

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (3.4)$$

avec ρ la masse volumique du fluide et \mathbf{v} la vitesse du fluide. Le 0 indique qu'il n'y a aucune source de masse en fonction de temps (on néglige l'érosion des électrodes et l'ablation des parois), la masse peut être juste déplacée.

3.5.1.2. Conservation de la quantité de mouvement

La dérivée temporelle de la quantité de mouvement est égale à la somme des forces qui agissent sur l'élément de fluide, deuxième loi de Newton.

Les forces qui agissent sur une unité de volume de fluide sont les forces magnétiques (force de Lorentz), la force de gravité, et les forces surfaciques. Les forces surfaciques elles-mêmes peuvent être divisées en deux parties : l'une est due à un travail réversible lors de la déformation du fluide, travail de pression statique P , l'autre est due à un travail irréversible, celui du tenseur des contraintes visqueuses $\bar{\tau}$.

L'équation de la conservation de la quantité de mouvement sera

$$\rho \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \rho(\mathbf{v} \cdot \nabla) \mathbf{v} = \rho \mathbf{g} - \nabla P - \nabla \cdot \bar{\tau} + \mathbf{J} \times \mathbf{B} \quad (3.5)$$

avec $\mathbf{B} = \mathbf{B}_{\text{induit}} + \mathbf{B}_{\text{externe}}$, $\rho \mathbf{g}$ représente la force de gravité, ∇P représente le gradient de pression, $\nabla \cdot \bar{\tau}$ représente la force de friction et $\mathbf{J} \times \mathbf{B}$ représente la force de Lorentz.

Une approximation est de négliger la force de gravité car elle est très faible par rapport aux autres forces de Lorentz. Le plasma de la colonne d'arc est considéré newtonien, où le tenseur des contraintes visqueuses est une fonction linéaire du tenseur du taux de déformation, $\bar{\tau}$ s'exprime sous la forme, $\tau_{ij} = \lambda(\nabla \cdot \mathbf{v})\delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_j}{\partial x_i} + \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \right)$. Les symboles i, j correspondent aux différents coordonnées, et δ le symbole de Kronecker. μ la viscosité dynamique du plasma, et λ la seconde viscosité du plasma. La plupart des auteurs dans les modélisations, posent la relation de Stokes telle que $\lambda = -\frac{2}{3}\mu$.

L'équation de conservation de quantité de mouvement couplée avec l'équation de conservation de masse donne l'évolution des champs de vitesse et de pression en fonction du temps.

Les forces de Lorentz sont générées naturellement par le champ magnétique induit $\mathbf{B}_{\text{induit}}$ dans l'arc électrique et le courant qui circule dans les électrodes.

Dans nos modèles, on considère également aussi l'effet d'un fort champ magnétique externe imposé sur tous les domaines de calcul. Le but est de reprendre le cas du banc d'essai où un champ magnétique externe et uniforme d'intensité variable entre 0,05 T et 0,2 T est imposé sur toute la chambre de coupure au moyen d'une bobine de Helmholtz. Le champ magnétique externe est représenté par $\mathbf{B}_{\text{externe}}$. L'introduction de ces deux champs dans l'équation de conservation de quantité de mouvement se fait sous COMSOL par le couplage du module « écoulement laminaire, haut nombre de Mach » et le module « champ magnétique ». La méthode d'intégration sera décrite en détails dans le paragraphe 3.5.2.

3.5.1.3. Conservation de l'énergie

L'énergie totale reçue par une particule est égale à la somme du travail des forces extérieures et de la quantité de chaleur échangée par cette particule.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho c_p (\nabla T) \cdot \mathbf{v} = -\nabla \cdot (-k \nabla T) - Q_n + |\mathbf{J}|^2 / \sigma + \frac{5}{2} \frac{k_B}{e} \nabla T \cdot \mathbf{J} \quad (3.6)$$

Le plasma est chauffé par effet Joule $|J|^2/\sigma$, et le flux enthalpique des électrons $\frac{5}{2} \frac{k_B}{e} \nabla T \cdot J$. Le terme $-Q_n$ représente les pertes d'énergie par rayonnement calculé par la méthode du coefficient d'émission nette (voir paragraphe 3.4.2).

3.5.2. Modélisation de l'électromagnétisme

3.5.2.1. Système d'équations de Maxwell

Les équations de l'électromagnétisme sont établies dans le cas où le plasma est linéaire, isotrope et non dispersif (où l'aimantation M et la polarisation P sont nulles). En premier lieu, on ne considère pas la présence du champ extérieur. Dans ce cas on peut écrire

$$\mathbf{B}_{induit} = \mu \mathbf{H} \quad (3.7)$$

$$\mathbf{D} = \epsilon \mathbf{E} \quad (3.8)$$

avec \mathbf{H} champ magnétique, \mathbf{B}_{induit} champ d'induction magnétique, \mathbf{E} champ électrique, \mathbf{D} champ d'induction électrique, μ perméabilité magnétique et ϵ permittivité électrique du milieu.

Le système d'équations de Maxwell dans ce cas est :

- Loi de Maxwell-Ampère : $\nabla \times \mathbf{B}_{induit} = \mu \mathbf{J}$ (3.9)

- Loi de Maxwell-Faraday : $\nabla \times \mathbf{E} = - \frac{\partial \mathbf{B}_{induit}}{\partial t}$ (3.10)

- Loi de Maxwell-Gauss : $\nabla \cdot \mathbf{E} = \frac{\rho_{charges}}{\epsilon}$ (3.11)

- Conservation du flux magnétique : $\nabla \cdot \mathbf{B}_{induit} = 0$ (3.12)

En calculant la divergence de l'équation d'Ampère et en la remplaçant dans l'équation Maxwell-Gauss, on peut obtenir l'équation de conservation de charges

$$\frac{\partial \rho_{charges}}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (3.13)$$

Tenant compte que le plasma sur lequel on travaille est quasiment neutre (pour des longueurs $\gg \lambda_D$), la densité volumique nette des charges $\rho_{charges}$ est nulle. Ainsi l'équation de conservation de charges se réduit à

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0 \quad (3.14)$$

On adopte l'hypothèse du régime stationnaire, vu que les phénomènes de l'électromagnétisme sont beaucoup plus rapides que les phénomènes de la mécanique des fluides. Donc, on peut considérer que l'on résout les équations de Maxwell stationnaires pour chaque pas de temps de la résolution des équations de Navier-Stokes, et on peut négliger dans ce cas tous les termes de $\frac{\partial}{\partial t}$.

Il est utile d'écrire la loi d'Ohm. En considérant le plasma comme un conducteur électrique, bougeant dans un champ magnétique, on peut définir la loi d'Ohm telle que

$$\mathbf{J} = \sigma (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}_{induit}) \quad (3.15)$$

où σ est la conductivité électrique du milieu. On fait une hypothèse sur le courant induit. Dans le cas de l'arc électrique, des mesures ont montré que les courants induits sont petits par rapport au courant injecté et que leur influence sur la distribution de courant totale est insignifiante, pour cela les courants de Foucault sont négligés. Cela signifie que le terme en $\mathbf{v} \times \mathbf{B}_{induit}$ est négligeable dans la loi d'Ohm.

Vu que \mathbf{B}_{induit} est un champ rotationnel, à flux conservatif, nous pouvons l'écrire d'après le lemme de Poincaré sous la forme rotationnelle d'un potentiel vecteur noté \mathbf{A}_r , en définissant une certaine constante de jauge tel que

$$\mathbf{B}_{induit} = \nabla \times \mathbf{A}_r \quad (3.16)$$

Donc, le système d'équations de Maxwell est résolu en termes de potentiel vecteur \mathbf{A}_r . Ainsi le système des équations de l'électromagnétisme de notre modèle sera

$$\begin{aligned} \mathbf{E} &= -\nabla V \\ \mathbf{j} &= \sigma \mathbf{E} \\ \nabla \times \mathbf{B}_{induit} &= \mu \mathbf{J} \\ \mathbf{B}_{induit} &= \nabla \times \mathbf{A}_r \end{aligned}$$

3.5.2.2. Introduction du champ magnétique externe

L'introduction du champ magnétique extérieur sous COMSOL est implémentée selon deux méthodes.

- La première consiste à introduire le champ magnétique comme un champ ambiant dans les équations de Maxwell. Vu que la résolution du système d'équations de Maxwell se fait par la résolution du potentiel vecteur du champ magnétique, l'introduction d'un champ externe se fait par l'intégration d'un potentiel vecteur ambiant créé par le champ $\mathbf{B}_{externe}$ tel que

$$\mathbf{B} = \nabla \times (\mathbf{A}_b + \mathbf{A}_r) \quad (3.17)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (3.18)$$

$$\mathbf{B}_{externe} = \nabla \times \mathbf{A}_b \quad (3.19)$$

avec \mathbf{A}_b le potentiel vecteur créé par le champ externe $\mathbf{B}_{externe}$ et $\mathbf{B} = \mathbf{B}_{induit} + \mathbf{B}_{externe}$.

Sachant bien que dans cette deuxième méthode les courants de Foucault ne sont pas pris en compte et \mathbf{J} représente ainsi uniquement la densité de courant qui dérive du potentiel électrique.

- La deuxième méthode consiste à introduire l'effet du champ magnétique externe sur le déplacement de l'arc dans l'équation de conservation de quantité de mouvement, comme un terme source dans les forces de Lorentz tel que

$$\rho \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \rho (\mathbf{v} \cdot \nabla) \mathbf{v} = -\nabla P - \nabla \cdot \bar{\bar{\tau}} + \mathbf{J} \times (\mathbf{B}_{induit} + \mathbf{B}_{externe}) \quad (3.20)$$

Les deux méthodes ont été testées, elles aboutissent à des résultats similaires concernant le déplacement de l'arc et les variations des caractéristiques électriques (tension, intensité du courant) en fonction du temps. Par suite, on a choisi de travailler avec la deuxième méthode vu que le modèle converge plus rapidement avec un temps de calcul plus court.

3.5.3. Couplage avec un circuit électrique extérieur

Le calcul de la tension ainsi que de la densité de courant dans les domaines se fait à travers une connexion à un circuit extérieur, avec le couplage entre le module « courant électrique » et un module intégré dans COMSOL [Com] « circuit extérieur ». Ainsi, la chambre de coupure dans notre cas est alimentée par un circuit formé d'un générateur DC de tension U relié en série à une résistance R et une bobine d'inductance L . La tension et l'intensité du courant peuvent varier mais la valeur de la constante de temps du circuit est toujours égale à 1 ms, figure 3.7. Du coup, la tension de l'arc est calculée selon la loi des mailles (équation 3.21)

$$U_{arc} = U - RI - L \frac{dI}{dt} \quad (3.21)$$

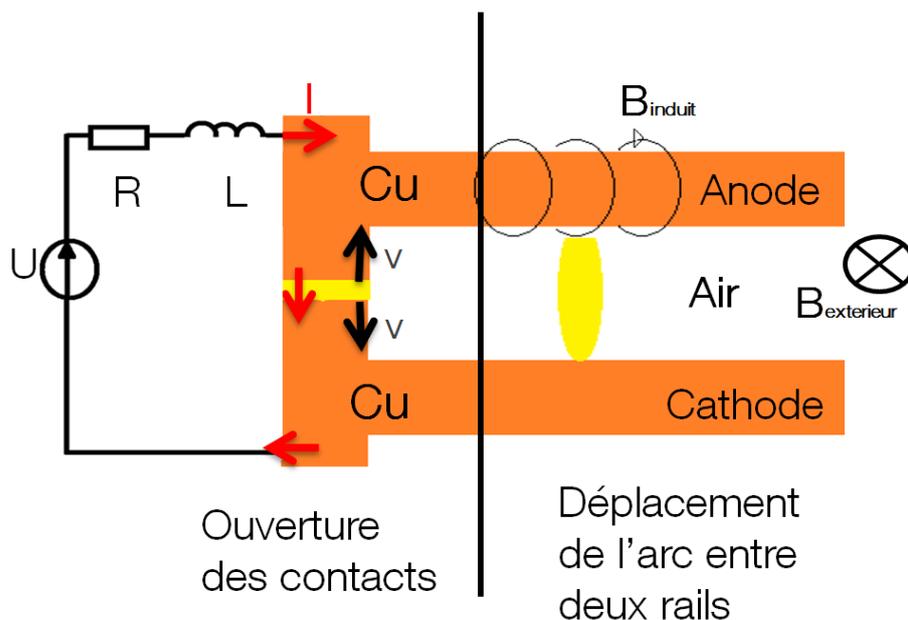


Fig.3.7. Configuration numérique de la chambre de coupure sous COMSOL.

Le couplage de la zone simulée avec le circuit extérieur se fait en imposant sur l'anode une intensité du courant calculée à travers la loi des mailles (équation 3.21) et sur la cathode on impose un potentiel nul de référence avec $V=0$.

3.6. Traitement des zones hors équilibre thermodynamique local

Au voisinage des électrodes, il existe des régions dans lesquelles les vapeurs métalliques issues par évaporation et pulvérisation des électrodes se mélangent avec le gaz, ce qui modifie les propriétés locales de la décharge, et on ne peut plus appliquer les lois de l'ETL.

Par conséquent, on peut considérer que l'arc électrique est réparti en 3 régions : deux régions au voisinage des électrodes et la région de colonne d'arc. La distinction entre ces régions peut être caractérisée dans les courbes caractéristiques de courant et de tension. La figure 3.8 donne typiquement l'allure schématique de la répartition de potentiel et des courants entre les électrodes.

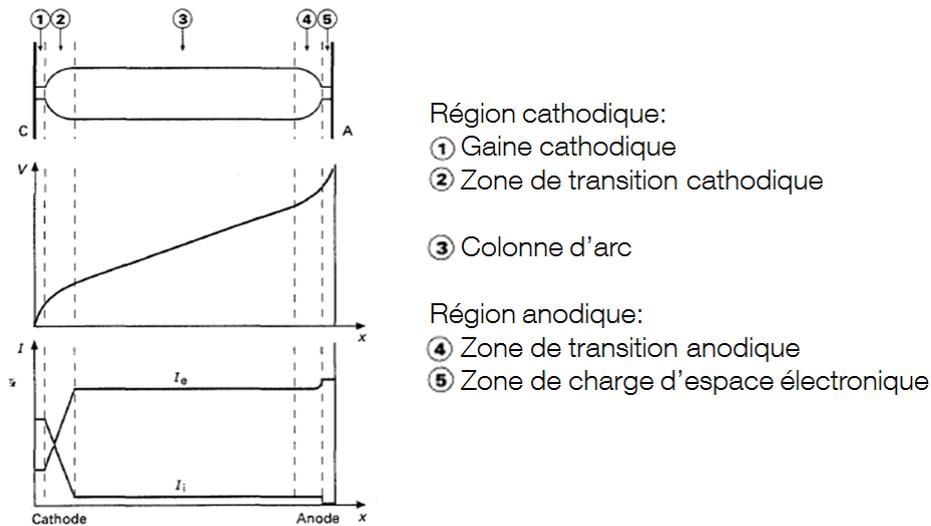


Fig. 3.8. Répartition du potentiel et des courants dans l'espace inter-électrode d'un arc électrique [Vac80].

Seule la colonne d'arc (la zone la plus chaude) de ces 3 régions peut être considérée à l'ETL, alors que les zones anodique et cathodique ne peuvent pas être considérées à l'ETL vu que dans ces zones des forts gradients de température existent : la température des électrons ($\approx 20\,000\text{ K}$) est beaucoup plus élevée que celle des particules lourdes qui ont une température proche de celle de la température d'ébullition des matériaux des électrodes (2835 K pour le cuivre). La neutralité du plasma n'est plus établie. Ces zones sont responsables des phénomènes d'émission des électrons (zone cathodique) et d'absorption des électrons et émissions des ions (zone anodique).

La modélisation des zones anodique et cathodique a fait l'objet de nombreux travaux [Ben16, Alm08] et c'est une zone particulièrement difficile à modéliser. Des auteurs ont simplifié le problème en établissant un modèle qui combine les équations MHD (appliquées à la colonne d'arc en LTE) avec la gaine cathodique en calculant l'équation de conservation d'énergie dans ce milieu [Lis17]. Pour simplifier les démarches, on a décidé de ne pas modéliser ces zones d'une façon particulière mais d'imposer des conditions aux limites sur les interfaces électrodes-plasma pour prendre en compte l'échange énergétique entre ces zones et celles du plasma comme dans [Lag04, Kar98, Qué17]. Les détails seront décrits dans les paragraphes suivants.

3.6.1. Zone cathodique

La cathode émet des électrons et recueille des ions. On peut donc représenter la zone cathodique comme un espace limité par deux plans parallèles, l'un émettant des électrons : zone de charge d'espace proche de la surface du métal, la gaine, l'autre émettant des ions représentant la zone d'ionisation proche de la colonne d'arc, la pré-gaine (figure 3.9).

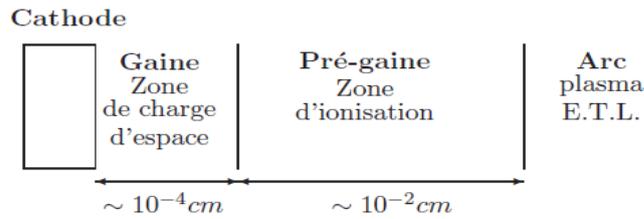


Fig.3.9. Représentation de la zone cathodique [Hsu83].

- Gaine, zone de charge d'espace ionique : elle produit une chute de potentiel, appelée chute de potentiel cathodique. La neutralisation n'est pas respectée.
- Pré-gaine, zone d'ionisation : les électrons issus de la cathode transfèrent par collisions leur énergie cinétique acquise par effet Joule, aux molécules de gaz qui vont s'ioniser. Cette zone est globalement neutre mais les températures des espèces présentes sont différentes.

On distingue généralement dans la zone cathodique deux types d'émission.

- L'émission par effet thermique ou thermoélectronique (émission T)

L'effet thermoélectronique consiste à élever l'énergie des électrons de valence dans la cathode par effet thermique, d'une quantité au moins égale à une barrière de potentiel W_s , travail de sortie du matériau, compté à partir du niveau de Fermi W_F . Lorsque l'énergie de l'électron sera plus grande que W_s , l'électron sera arraché de l'atome. L'échauffement du spot jusqu'à une température pouvant dépasser 3500 K est produit par le bombardement des ions positifs.

La densité du courant $J_{émis}$ (en A.m^{-2}) est alors donnée par la formule de Richardson-Dushman

$$J_{émis} = AT^2 \exp\left(-\frac{W_s}{k_B T}\right) \quad (3.22)$$

avec $A = 1,2 \cdot 10^6 \text{ A.m}^{-2} \cdot \text{K}^{-2}$ constante universelle [Vac80].

Cette formule est souvent présentée en tenant compte de l'effet Schottky. L'émission d'électrons thermoélectronique subira une différence de potentiel négative par rapport à son environnement. Ceci crée un champ électrique à la surface de la cathode. Le champ électrique abaisse la barrière, ou travail de sortie, d'une quantité ΔW_s , et accroît ainsi l'émission de courant. Ceci peut être modélisé par une simple modification de l'équation de Richardson, en remplaçant W_s par $W_s - \Delta W_s$ [Vac80].

- L'émission par effet de champ (émission F)

Si le champ électrique E appliqué à la surface d'un métal est suffisamment intense, il peut y avoir émission d'électrons, même si le métal n'est pas chauffé. L'intensité du champ pouvant produire cette émission est de l'ordre de 10^9 à 10^{10} V.m^{-1} . Ce processus est pratiquement indépendant de la température, et les électrons seront émis par effet tunnel, provoqué par le champ intense créé à la surface de la cathode par la charge d'espace des ions positifs. Ce champ modifie la barrière de potentiel qui emprisonne les électrons du métal et ceux-ci peuvent être extraits. Les électrons concernés ont une énergie voisine de celle du niveau de Fermi.

Dans les arcs électriques, le processus d'extraction par effet de champ est caractéristique des matériaux d'électrode à bas point de fusion. La tache cathodique, plus mobile que dans le cas des

matériaux réfractaires, maintient une température basse par rapport au cas des arcs à émission thermoélectronique, mais proche de la température d'ébullition du matériau de cathode. Dans ce mécanisme d'émission, la densité de courant dépasse de plusieurs ordres de grandeur celle de l'émission thermoélectronique et peut même, dans bien des cas, dépasser 10^{10} A.m⁻².

Il existe certains cas intermédiaires dans lesquels les deux types d'émission ont une importance comparable, c'est l'émission thermoélectronique à effet de champ (TF) [Vac80].

L'énergie apportée à la cathode vient des ions accélérés par la différence de potentiel au voisinage de la cathode (chute cathodique). A la pression atmosphérique, les sites émissifs sont à l'intérieur de la surface appelée spot cathodique et c'est cette surface qui supporte le bombardement ionique. La puissance mise en jeu à la surface cathodique est dissipée sous plusieurs formes : puissance dissipée par l'émission des électrons, puissance perdue par rayonnement, puissance dissipée par vaporisation du métal, et puissance dissipée par conduction thermique dans le matériau de cathode. Dans le cas d'un attachement cathodique de l'arc, une description simplifiée du flux thermique est donnée en considérant les courants thermoélectroniques et ioniques dans la zone cathodique [Bro09], elle est exprimée par

$$-\left(k \frac{\partial T}{\partial n}\right)_{cathode} = -\left(k \frac{\partial T}{\partial n}\right)_{plasma} - J_{emis} \left(\frac{5k_b}{2e} T_{cathode} + W_s\right) + J_{ions} \cdot \left(\frac{5k_b}{2e} (T_{plasma} - T_{cathode}) + U_c + U_i\right) \quad (3.23)$$

Dans notre cas le champ électrique à la surface de la cathode n'est pas suffisamment intense pour émettre des électrons ($\approx 10^6$ V. m⁻¹). Donc on peut supposer que l'émission des électrons de la cathode est due principalement à l'échauffement des atomes de cette dernière. Pour cela, on a recours à la loi de Richardson qui décrit l'émission thermo-ionique. J_{emis} représente la densité de courant thermoélectronique calculée par la formule de Richardson-Dushman (3.22), et J_{ions} représente la densité des ions dans la zone cathodique. Dans nos modèles, J_{ions} est calculée comme une différence entre la densité de courant totale J qui arrive à la cathode et la densité d'émission thermo-ionique J_{emis} .

Le terme à gauche de l'expression représente le terme de perte par conduction de la cathode. La partie droite de l'équation représente le flux d'énergie rapportée par le plasma à la cathode.

Le premier terme $-\left(k \frac{\partial T}{\partial n}\right)_{plasma}$ représente le flux par conduction apporté par le plasma à la cathode.

Les termes $-J_{emis} \left(\frac{5k_b}{2e} T_{cathode}\right)$ et $J_{ions} \cdot \left(\frac{5k_b}{2e} (T_{plasma} - T_{cathode})\right)$ représentent les flux d'enthalpie transportés par les électrons et les particules lourdes, respectivement (- pour les électrons car ils sortent de la cathode et + pour les ions car ils sont absorbés par la cathode et du coup ils cèdent leur énergie à la cathode lors de leur absorption). Le facteur 5/2 prend en compte le transport par les flux de diffusion.

Le terme $-J_{emis} W_s$ représente l'énergie perdue par la cathode pour arracher les électrons avec W_s le travail de sortie de l'électrode (4,42 V pour le cuivre).

$J_{ions}U_c$ représente l'énergie potentielle gagnée par les ions en traversant la gaine cathodique, avec U_c chute de tension cathodique (3,5 V pour une cathode en cuivre [Sla99]).

$J_{ions}U_i$ représente les gains en énergie des ions dus aux collisions inélastiques avec les électrons, avec U_i potentiel d'ionisation (13 V pour un plasma d'air).

L'échange d'énergie radiative entre la cathode et l'arc électrique ainsi que les phénomènes d'érosion et de vaporisation du métal ne sont pas pris en compte dans ce modèle pour la simplification du calcul.

3.6.2. Zone anodique

La zone anodique (figure 3.9) est l'espace réalisant la transition entre la colonne de plasma électriquement neutre et l'anode. Son rôle est de collecter les électrons. L'interprétation physique des phénomènes dont elle est le siège a conduit à la diviser elle-même en plusieurs zones dont les dimensions sont trop faibles pour permettre une vérification expérimentale des hypothèses avancées.

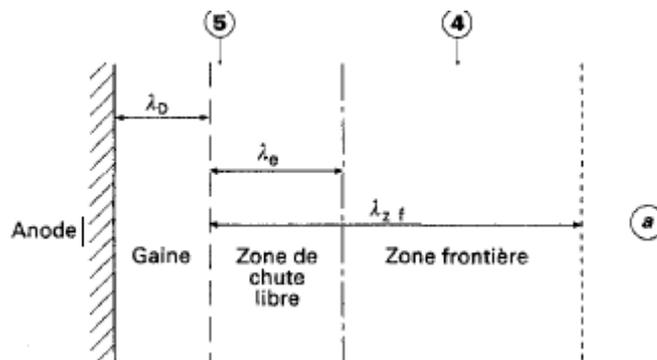


Fig.3.9 Représentation de la zone cathodique [Vac80].

La gaine anodique : les électrons subissent une agitation thermique dans le sens contraire du courant normal. Le potentiel dans cette zone est écartée. Elle est de faible épaisseur λ_D , à peu près égale à la longueur de Debye $\left(\sqrt{\frac{\epsilon k_B T}{ne^2}} \approx 0,1 \text{ mm}\right)$.

La zone de chute libre : les électrons ne subissent pas de collisions ; son épaisseur est de l'ordre du libre parcours moyen des électrons [Vac80].

La zone frontière : les électrons y produisent une ionisation par choc et cette zone assure la transition entre la zone de charge d'espace et le plasma (son épaisseur peut être de 2 ou 3 fois plus grande de la zone de chute libre).

La partie majeure de l'énergie de la zone anodique vient des électrons qu'elle collecte, alors en totalité c'est un gain d'énergie. La tache anodique est alors toujours présente et très lumineuse, ce qui va provoquer l'érosion de la surface du matériau. La puissance recueillie par l'anode peut être représentée par : la puissance transmise par les particules par conduction thermique, la puissance de convection qui s'ajoute à la conduction lorsque le plasma est soumis à un soufflage, le transfert

d'enthalpie par les électrons qui atteignent l'anode par seconde, et la quantité de puissance apportée par rayonnement.

Par conséquent, l'expression du flux thermique en W/m^2 [Lag04], peut être exprimé par

$$-(k \frac{\partial T}{\partial n})_{anode} = -(k \frac{\partial T}{\partial n})_{plasma} + \frac{5}{2e} k_B J_n (T_{anode} - T_{plasma}) + J_n (U_a + W_s) \quad (3.23)$$

Le terme à gauche de l'expression représente le terme de perte par conduction de l'anode. La partie droite de l'équation représente le flux d'énergie rapportée par le plasma à l'anode.

Le premier terme $-(k \frac{\partial T}{\partial n})_{plasma}$ représente le flux par conduction apporté par le plasma à l'anode.

Le deuxième terme $\frac{5}{2e} k_B J_n (T_{anode} - T_{plasma})$ représente le flux d'enthalpie des électrons : c'est l'apport d'énergie des électrons au niveau de l'anode dû à leur gain d'énergie cinétique dans la colonne de plasma.

Le troisième terme $J_n U_a$ est l'énergie potentielle gagnée par les électrons en traversant la gaine anodique avec V_a le chute de potentiel dans la gaine anodique.

Le quatrième terme $J_n W_s$ est l'énergie restituée par l'électron lors de son intégration dans le matériau, W_s le travail de sortie du matériau de l'électrode. Cette énergie sera restituée au matériau lorsqu'un électron viendra s'y intégrer [Lag04].

Pareillement à l'interface cathode-arc électrique, dans cette équation on néglige l'échange de rayonnement entre l'anode et le plasma, pour simplifier le calcul, ainsi que les phénomènes d'érosion et d'évaporation qui se passent à la surface de l'anode.

Pour maintenir la conservation des grandeurs physiques du courant électrique entre le plasma et les électrodes on impose à l'interface électrode-plasma une conservation de la densité de courant de façon que

$$-\left(\sigma \frac{\partial V}{\partial n}\right)_{anode,cathode} = -\left(\sigma \frac{\partial V}{\partial n}\right)_{plasma} \quad (3.24)$$

3.7. Implémentation du modèle sous COMSOL

Les physiques sont résolues dans l'approche dite « segregated » (séparée). Cette approche subdivise le problème en deux étapes séparées et individuelles : une étape pour la résolution des équations de Navier-Stokes et une autre pour la résolution des équations de l'électromagnétisme couplées au circuit électrique externe. Cette méthode a l'avantage que les étapes « segregated » sont résolues séquentiellement en une seule itération, et donc moins de mémoire est requise par rapport à l'approche où les équations sont entièrement couplées.

La solution des problèmes à équations non-linéaires est approchée par itération. A chaque itération, un système d'équations linéarisé est résolu. Il existe deux classes d'algorithmes pour résoudre les systèmes linéaires d'équations, les solveurs directs et les solveurs itératifs. Pour résoudre la

physique de la mécanique de fluide un solveur direct PARADISO est choisi et pour résoudre la physique de l'électromagnétisme un solveur direct MUMPS est choisi. Elle est appelée à plusieurs reprises et converge progressivement vers la solution du problème non linéaire. Le solveur temporel utilisé est BDF (Backward Differentiation Formula) implicite en temps, qui adapte le pas de temps selon la tolérance relative qui est fixée à 1×10^{-3} .

Dans le chapitre 4, des simulations sont présentées pour étudier le déplacement de l'arc en se basant sur le système d'équations présenté dans ce chapitre, et les conditions aux limites dans les interfaces électrodes-plasma. Les simulations numériques du chapitre 4 sont divisées en deux parties : une partie qui simule uniquement le déplacement de l'arc entre deux rails rectangulaires et parallèles sous l'action d'un fort champ magnétique externe et les forces hydrodynamiques, et une partie qui simule l'ouverture des contacts en modélisant l'allongement de l'arc entre les deux contacts mobiles pendant l'ouverture puis sa commutation sur les rails. Ces modèles sont réalisés en utilisant le maillage mobile et les résultats de simulation sont comparés avec les résultats expérimentaux obtenus à l'aide du banc d'essai pour valider les modèles.

Chapitre 4. Résultats des simulations numériques appliquées au banc expérimental

La difficulté de la modélisation du processus de coupure réside dans la coexistence d'une modélisation électromagnétique, d'une modélisation de mécanique des fluides et d'une modélisation du circuit électrique dans lequel est inséré l'interrupteur. Cette variété des phénomènes physiques rend les modèles complexes. Dans ce chapitre, les modèles multi-physiques présentés dans le chapitre 3 qui modélisent le déplacement de l'arc dans la chambre de coupure sont mis en place. Dans une première étape, on commence par tester différents modèles simples qui vont permettre la vérification du système d'équations qui régissent le mouvement d'arc, notamment le déplacement de l'arc en deux rails parallèles, tester le calcul du champ magnétique induit par l'arc électrique et vérifier les hypothèses choisies pour décrire les pieds d'arcs. Dans une deuxième étape, on présente des modèles qui utilisent le maillage mobile pour simuler le mouvement de l'arc à l'ouverture des contacts. Dans la littérature, il existe de nombreuses études sur la simulation de l'ouverture des contacts avec un mouvement de rotation [Rong05, Qué17, Lee82]. Dans notre étude, nous étudions le déplacement de l'arc où les contacts se séparent par un mouvement de translation comme cela se fait dans l'interrupteur industriel. Ces modèles simulent le mouvement de l'arc dans les conditions du banc expérimental afin de faire une comparaison entre les résultats des simulations et les résultats expérimentaux exposés au chapitre 2.

4.1. Modèle 2R : déplacement d'un arc entre deux rails fixes et parallèles

Vu que le champ magnétique joue un rôle important dans le mouvement de l'arc, de nombreuses investigations [Bla03, Fre11, Gle05, Gon93, Lag04, Lin06, Low74, Mal12, Men99, Spe96, Sch99, Yan10] ont été menées pour étudier son effet. Certains travaux théoriques définissent comme champ magnétique externe le champ induit par le courant qui circule dans les électrodes. Par suite, ils le traitent soit en imposant une valeur constante du champ magnétique [Spe96] soit en calculant sa distribution par la loi de Biot et Savart [Bla03, Spe96, Fre11] soit par la résolution du système des équations de Maxwell [Sch99, Mal12].

Des travaux moins nombreux ajoutent une source externe pour générer du champ magnétique et effectuent des études paramétriques sur l'effet de ce champ en variant son intensité. On cite parmi eux Rong *et al* [Rong05] qui prennent en considération l'effet du champ magnétique externe et les configurations des chambres de coupure telles que la zone de sortie et les séparateurs qui fractionnent l'arc. Schlitz *et al.* développent dans leur premier article [Sch99] deux modèles qui simulent une colonne d'arc dans l'air : un modèle avec des faibles courants (<100 A) dans des conditions où les effets du champ magnétique induit sont négligeables ; un modèle avec des courants plus élevés où les effets du champ magnétique induit sont non négligeables vu que les forces magnétiques déterminent la forme de la colonne d'arc. Dans un deuxième article [Rong05], ils développent leurs modèles pour étudier les effets d'un champ magnétique externe. Par contre, le champ magnétique externe ajouté dans ces études atteint au maximum 20 mT. Malik *et al* [Mal12] considèrent dans leur étude des forts champs magnétiques externes en simulant deux aimants permanents générant des champs qui peuvent atteindre 0,1 T. Cependant, il n'y a pas dans ce travail une étude paramétrique de l'effet du champ sur le mouvement d'arc.

Tous les résultats de ces études montrent l'intérêt d'appliquer un champ magnétique externe pour accélérer le déplacement de l'arc électrique vers les séparateurs où la coupure aura lieu en le fractionnant pour augmenter sa tension. Cependant dans notre cas, le but est d'utiliser un champ magnétique intense (de l'ordre de 0,2 T) pour augmenter la tension et couper le courant sans besoin de fractionner l'arc.

Dans un premier temps, nous avons choisi de traiter le problème du déplacement de l'arc sous l'action d'un fort champ magnétique seul. Les modèles 2R simulent le déplacement de l'arc entre deux rails de cuivre fixes et parallèles. L'ouverture des contacts et l'utilisation du maillage mobile sont traitées ultérieurement. Ces modèles permettent de vérifier en premier lieu le bon fonctionnement des systèmes d'équations sous le logiciel COMSOL Multiphysics. En deuxième lieu, ils servent à mettre en valeur les paramètres principaux qui régissent le déplacement de l'arc sous fort champ magnétique, ainsi que les paramètres qui influencent moins le déplacement, la durée de l'arc et les variations des caractéristiques électriques.

Le but est de pouvoir choisir les paramètres qu'on peut négliger dans les modèles les plus complexes (modèles avec maillage mobile) pour pouvoir diminuer les degrés de liberté, et par suite réduire le temps de calcul à condition que les paramètres négligés n'influent pas significativement sur les résultats.

La principale question qui se pose est de déterminer les effets du champ magnétique induit par l'arc et le courant qui circule dans les électrodes sur le mouvement d'arc en présence d'un fort champ externe d'intensité maximale de 0,2 T. Pour répondre à cette question, on a choisi de faire deux modèles tests :

- modèle 2R _i qui prend en compte le champ d'induction magnétique B_{induit} et le champ externe $B_{externe}$;
- modèle 2R _e où seul le champ externe $B_{externe}$ est considéré. Une comparaison des résultats de ces deux modèles est montrée.

Les modèles 2R consistent à coupler la résolution de la conservation de la densité de courant de la colonne d'arc aux électrodes, ainsi que l'équation de conservation de l'énergie. La température et le potentiel électrique sont considérés continus entre la partie solide des rails et la partie fluide du plasma d'arc. L'énergie échangée dans les gaines anodique et cathodique s'ajoute comme des termes sources de flux d'énergie à l'interface électrode-plasma.

4.1.1. Géométrie des modèles 2R

Pour nos premiers modèles, on a choisi de travailler avec la configuration la plus simple d'un bus bar. Nous utilisons une chambre rectangulaire, avec deux rails en cuivre, parallèles et de mêmes dimensions entre lesquels l'arc peut se déplacer. La géométrie dans ces modèles est celle du banc d'essai. Cette chambre, présentée dans la figure 4.1, a une longueur de 180 mm selon l'axe x et une épaisseur de 10 mm selon l'axe y présenté dans la figure 4.1. Les rails ont une hauteur de 5 mm et la distance entre les deux rails est de 50 mm. Pour reprendre les mêmes conditions du banc, les conditions de parois qui enferment l'air latéralement selon l'axe z sont définies à côté des électrodes, du coup l'air a la même épaisseur que celle des électrodes.

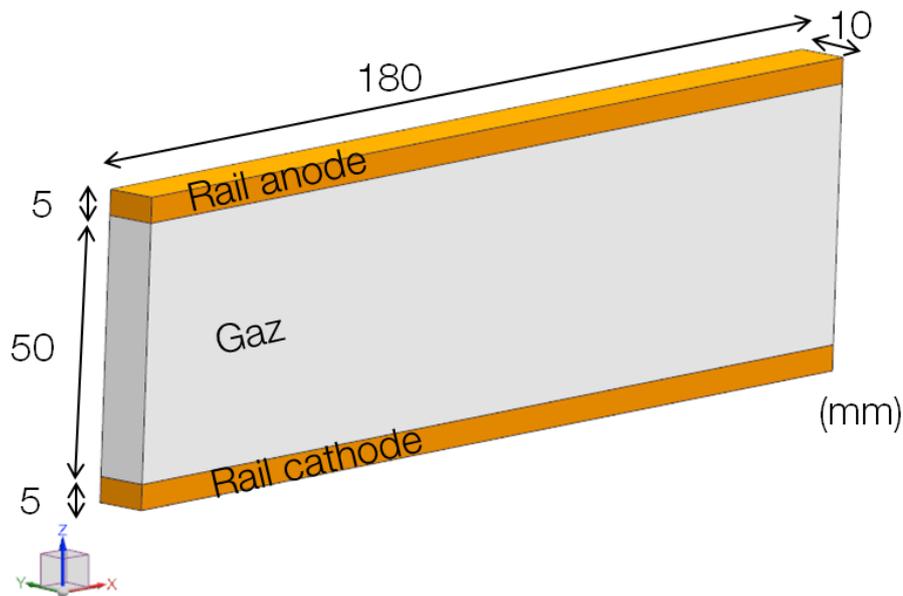


Fig 4.1. Dimensions de la chambre de coupure dans les modèles 2R.

4.1.2. Maillage des modèles 2R

Un problème essentiel dans ce genre de modèles, où la densité du courant est calculée dans les rails et ensuite dans l'air par des conditions de continuité entre ces deux domaines, se rencontre au niveau de la conductivité électrique. La conductivité électrique du cuivre est de l'ordre de 6×10^7 S/m, alors que celle du plasma est de l'ordre de 10^4 S/m pour une température d'initialisation de 18 000 K [Qué17]. Cela rend le calcul trop lent ou cause des problèmes de divergence. En conséquence, il faut prendre beaucoup de précautions spécifiquement au niveau du maillage à l'interface électrode-air pour réduire les erreurs et éviter toute divergence numérique.

Nous avons choisi de travailler avec un maillage structuré constitué de mailles rectangulaires afin de contrôler les dimensions de maille selon chaque direction.

Pour l'espace inter-électrode et selon l'axe z, on a choisi une épaisseur de 0,1 mm dans les zones proches des électrodes. Cette valeur correspond à peu près à la taille des zones cathodique et anodique (paragraphe 3.4, chapitre 3). Elle est généralement utilisée par d'autres auteurs ([Lin98], [Qué17], [Lag04], [Yan10]). Au centre de la colonne d'arc, on a augmenté la taille des mailles à une épaisseur de 0,3 mm pour réduire le nombre de mailles et accélérer le calcul. Cette méthode de croissance de la taille de maille est utilisée par [Qué17].

Selon l'axe y, on a conservé une taille de 0,2 mm dans les zones à proximité des surfaces latérales et on l'a augmentée jusqu'à 0,4 mm au centre. Selon l'axe x, qui est la direction de propagation de l'arc, on a gardé un pas fixe de 0,4 mm.

Pour les électrodes on a utilisé la même distribution des mailles adaptée pour le gaz selon les axes x et y. Les maillages selon les plans (x,z) et (y,z) sont montrés figure 4.2.

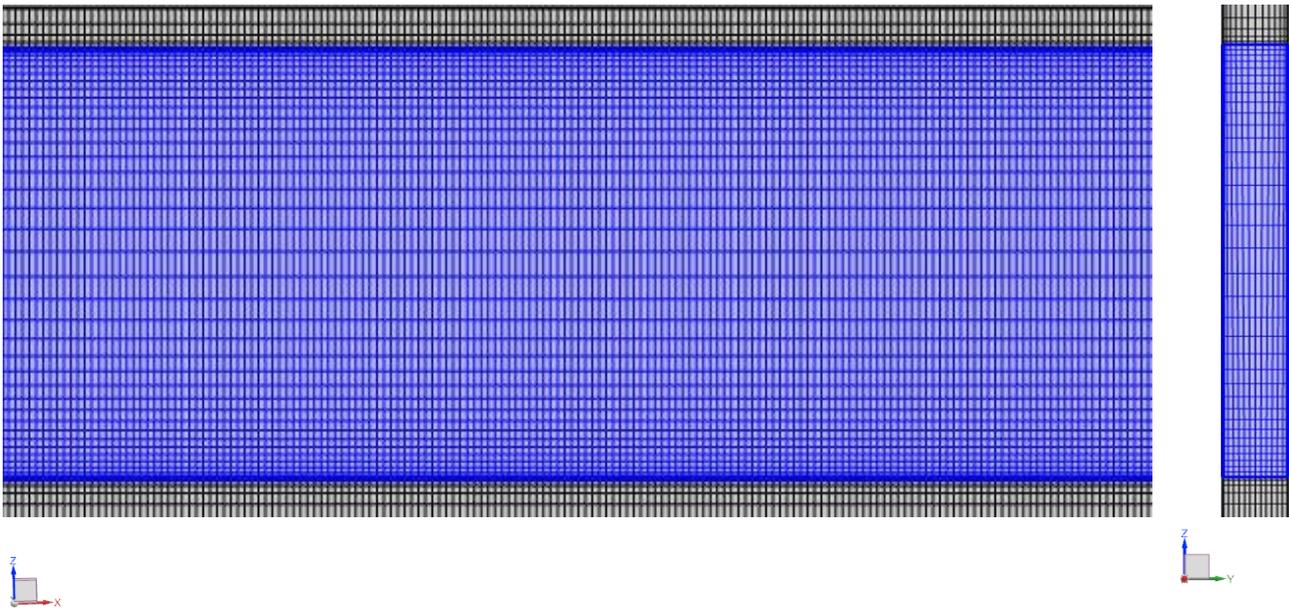


Fig 4.2. Maillage selon les plans (x,z) et (y,z) du bus bar. La partie bleue correspond au gaz et la partie en gris correspond aux électrodes.

On peut supposer que l'arc ne se propage que dans la direction longitudinale x le long des rails. Par conséquent, le plan médian de la géométrie de bus bar normal à l'axe y peut être supposé comme un plan de symétrie pour toutes les variables, sauf le champ d'induction magnétique, $\mathbf{B}_{\text{induit}}$ dans le modèle 2R_i. Pour ce dernier, une condition d'isolation magnétique $\mathbf{n} \times \mathbf{A} = \mathbf{0}$ est imposée au plan médian. Cette hypothèse nous permet de résoudre uniquement la moitié du modèle, ce qui réduit de moitié le nombre de mailles et par conséquent le temps de calcul. Avec cette hypothèse, le nombre de mailles dans le bus bar est de 125 038.

4.1.3. Conditions initiales et aux limites des modèles 2R

L'air initial qui se trouve dans la chambre de coupure est à température ambiante et donc il a une conductivité électrique négligeable. Pour permettre le passage du courant de l'anode vers la cathode, on initialise (à $t=0$ s) une colonne de diamètre 5 mm au début de la chambre de coupure, à une température élevée de l'ordre de 10 000 K. Cette température est suffisante pour permettre le passage du courant entre les deux électrodes et elle est proche des valeurs de la température de l'arc que l'on trouve dans la littérature [Qué17- Rong05].

Comme décrit dans le chapitre 3, les électrodes sont alimentées par un circuit extérieur formé d'un générateur DC, d'une résistance et d'une bobine. Dans ces modèles, la tension du générateur est prise à 550 V, la résistance est de 3,03 Ω et l'inductance est de 3,03 mH, ce qui donne un courant de 180 A.

Un champ externe $\mathbf{B}_{\text{externe}}$ de 0,1 T est imposé sur le domaine du bus bar. Le champ externe imposé au modèle est homogène, uniforme et dans la direction y normale au plan médian du bus bar. Ce champ $\mathbf{B}_{\text{externe}}$ est identique au champ créé par la bobine de Helmholtz dans le banc d'essai. On a choisi d'introduire l'effet de $\mathbf{B}_{\text{externe}}$ comme un terme source dans l'équation de conservation de la quantité de mouvement parce qu'on a vérifié que cette méthode converge plus rapidement et ainsi elle permet de réduire le temps de calcul (paragraphe 3.5.2, chapitre 3). Les conditions initiales sont représentées sur la figure 4.3.

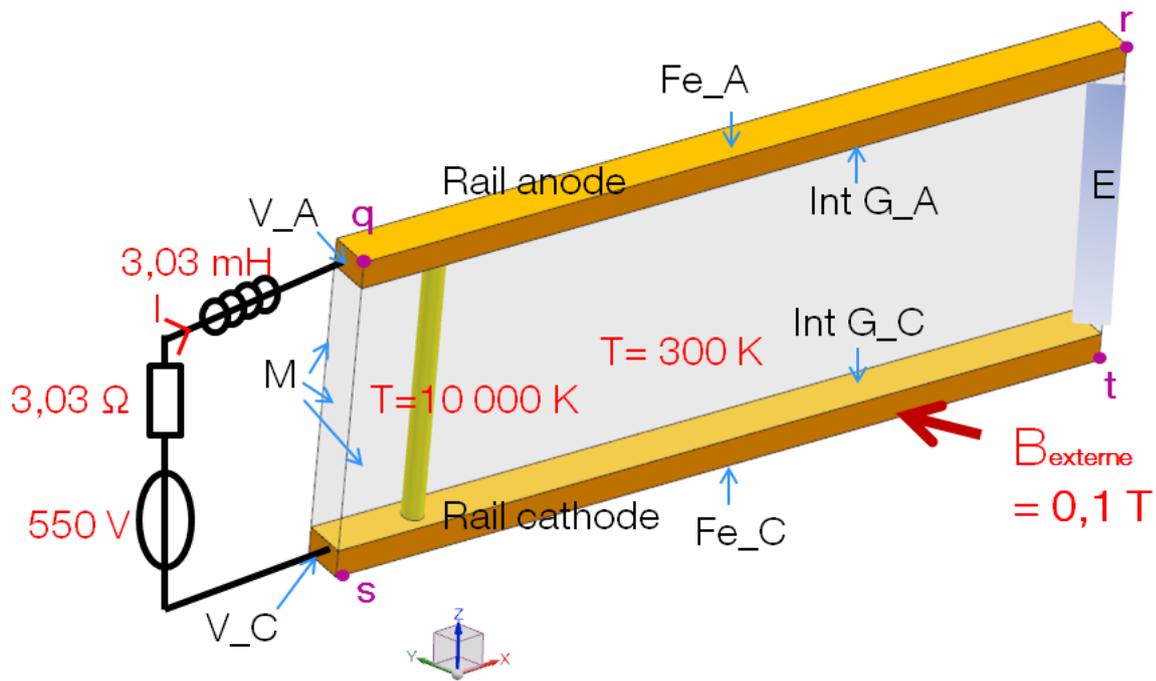


Fig 4.3. Conditions initiales dans les modèles 2R.

Les conditions aux limites imposées pour l'énergie, la température et les vitesses sont récapitulées dans le tableau 4.1.

Conditions aux limites	Vitesse	Energie	Potentiel scalaire électrique
Int G_C/ Int G_A	$v = 0$ m/s	Eq 3.28/ Eq 3.29	continuité
Fe_A/ Fe_C	non traité	$n \cdot (k\nabla T) = 0$	$n \cdot J = 0$
M	$v = 0$ m/s	$n \cdot (k\nabla T) = 0$	$n \cdot J = 0$
E	$P = P_{atm}$	$n \cdot (k\nabla T) = 0$	$n \cdot J = 0$
V_A	non traité	$n \cdot (k\nabla T) = 0$	Circuit extérieur
V_C	non traité	$n \cdot (k\nabla T) = 0$	0 V

Tab 4.1. Conditions aux limites dans les modèles 2R.

Pour lier l'air qui se trouve à l'intérieur du bus bar avec l'atmosphère, une condition d'échappement est imposée à la fin de la chambre de coupure où la pression est égale à la pression atmosphérique, comme c'est montré sur la figure 4.3, parois E.

Pour le modèle 2R_i qui prend en compte l'étude du champ d'induction magnétique B_{induit} , des conditions aux limites pour le potentiel vecteur doivent être imposées. Vu que le champ magnétique induit est inversement proportionnel à la distance entre le courant et le point où le champ est calculé, on suppose qu'à une distance très éloignée du courant le champ magnétique est nul. Pour cela, on a ajouté à notre géométrie une grande sphère (de rayon 300 mm) sur laquelle on a imposé des conditions d'isolation magnétique, comme c'est montré figure 4.4. Cette méthode est utilisée dans plusieurs références [Rong05, Yan10]. La dimension de sphère est choisie après une optimisation sur le rayon montré paragraphe 4.1.4.1.

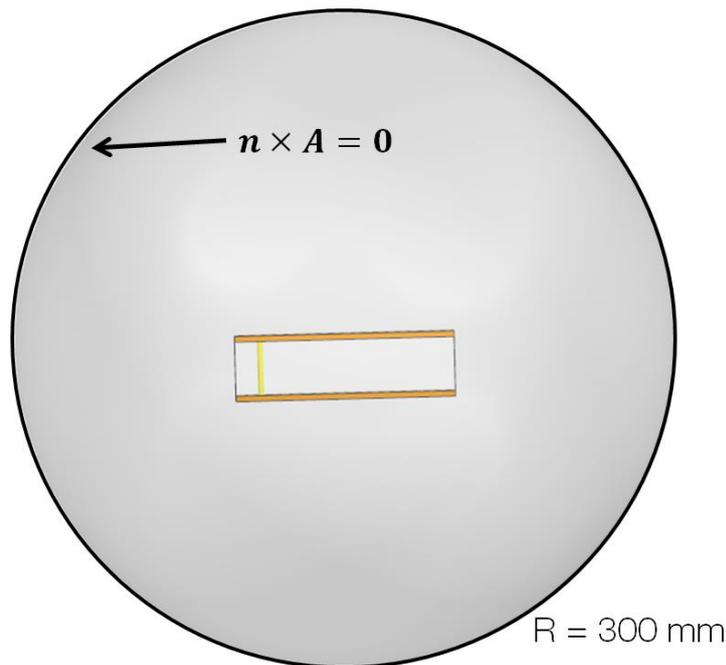


Fig 4.4. Représentation des domaines de calcul pour le modèle 2R_i.

Le rajout de la sphère a fait croître énormément le nombre de mailles, et on est arrivé à une valeur de 360 534 mailles. Cette valeur est obtenue après une minimisation de nombre de mailles du domaine de la sphère, en adoptant la méthode de croissance de mailles entre les mailles qui se trouvent à proximité du bus bar et celles qui se trouvent aux bords de la sphère.

4.1.4. Comparaison des résultats des modèles 2R_e et 2R_i

L'importance de calculer le champ B_{induit} est montrée par la comparaison des deux modèles 2R_i et 2R_e. On sait qu'en réalité le champ induit aboutit au maintien de l'arc électrique comme un corps « rigide » qui se déplace entre les rails. Mais, dans les simulations le terme n'intervient que dans l'équation de conservation de la quantité mouvement (force de Lorentz). Donc, on s'intéresse principalement dans cette partie à la comparaison des intensités des champs induits par le courant à celles du champ magnétique externe appliqué. Ensuite, on s'intéresse à la comparaison du déplacement de l'arc entre les deux rails dans les deux cas. La durée calculée est de 1 ms pour chaque modèle.

4.1.4.1. Champ d'induction magnétique

Pour calculer le champ magnétique sous COMSOL, il faut passer tout d'abord par la résolution du potentiel vecteur A , puis fixer une constante de jauge pour calculer B_{induit} , comme c'est montré dans le chapitre 3 (paragraphe 3.5.2). Le champ induit est calculé sur tout le domaine de calcul, *i.e.* dans les électrodes, les rails, le gaz / plasma entre les deux électrodes et le gaz dans la sphère. En plus, le volume de la sphère doit être suffisamment large pour éloigner le plus possible les conditions d'isolation magnétique du domaine du gaz et des électrodes et éviter les effets de bord.

Pour optimiser le volume de la sphère et vérifier la précision de la solution numérique du champ magnétique sous COMSOL avec le système de Maxwell et la condition de Jauge choisie, on a comparé les résultats numériques avec un calcul analytique.

Pour simplifier le calcul analytique, on a choisi de faire un modèle simple qui représente les deux électrodes et la colonne d'arc initiée entre elles par trois fils rectilignes où un courant de 180 A circule comme c'est montré figure 4.5.

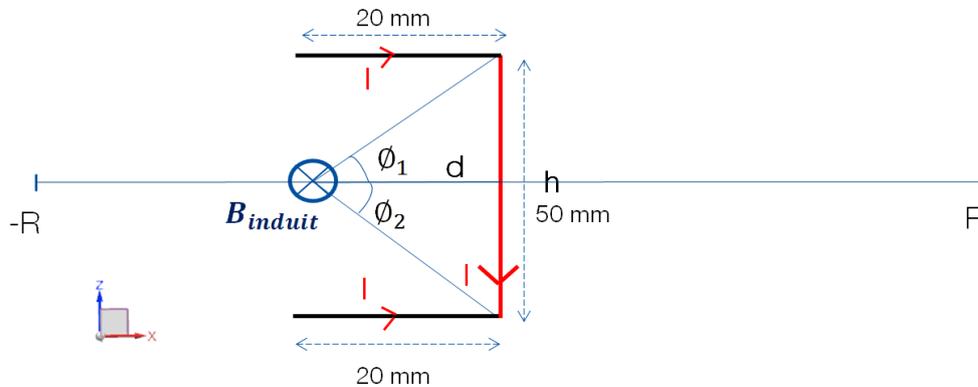


Fig.4.5. La géométrie prise dans le calcul de B_{induit} par la formule de Biot et Savart.

Le champ d'induction magnétique B_{induit} est calculé selon la direction x (figure 4.5) tout au long d'un segment perpendiculaire au fil et passant par son milieu en variant la distance d sur toute la longueur du segment. Cette longueur est prise équivalente au diamètre de la sphère.

Parallèlement, on calcule analytiquement le champ d'induction magnétique pour chaque fil en utilisant la formule de Biot et Savart

$$B_{induit} = \frac{\mu I}{4\pi d} (\sin(\phi_1) - \sin(\phi_2)) \quad (4.1)$$

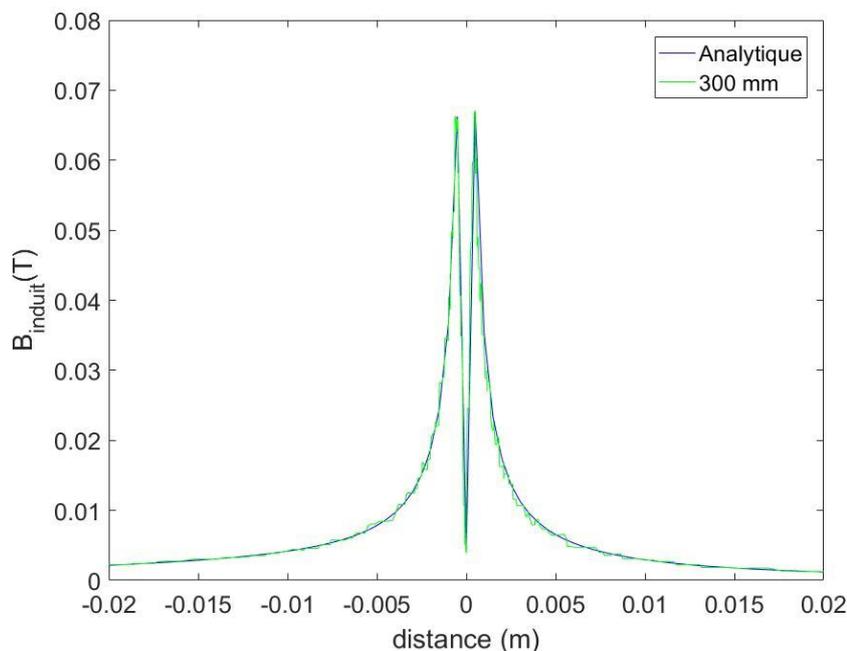


Fig.4.6. Le champ magnétique induit par un courant filiforme calculé analytiquement (Biot et Savart) et par COMSOL Multiphysics.

Plusieurs modèles sont testés sous COMSOL, en diminuant à chaque fois le volume de la sphère afin de trouver une valeur optimale entre un volume minimal de la sphère et une précision numérique comparable aux valeurs analytiques.

Les résultats numériques sont montrés figure 4.6 pour le modèle avec un rayon minimal de sphère de 300 mm.

On a trouvé qu'un rayon de 300 mm (donc une distance minimale de 50 mm entre le domaine où le courant passe et la périphérie de la sphère) suffit pour obtenir un bon accord entre la valeur estimée analytiquement et la valeur calculée sous COMSOL. Ceci nous a permis de vérifier que le rayon de sphère (300 mm) pris dans nos modèles est suffisant pour avoir une bonne précision numérique de la valeur de B_{induit} .

Les figures 4.7, 4.8 et 4.9 représentent le champ magnétique induit de l'arc et le courant qui circule dans les électrodes dans les domaines de calcul selon les composantes y, x et z respectivement dans le plan médian (x,z) du bus bar.

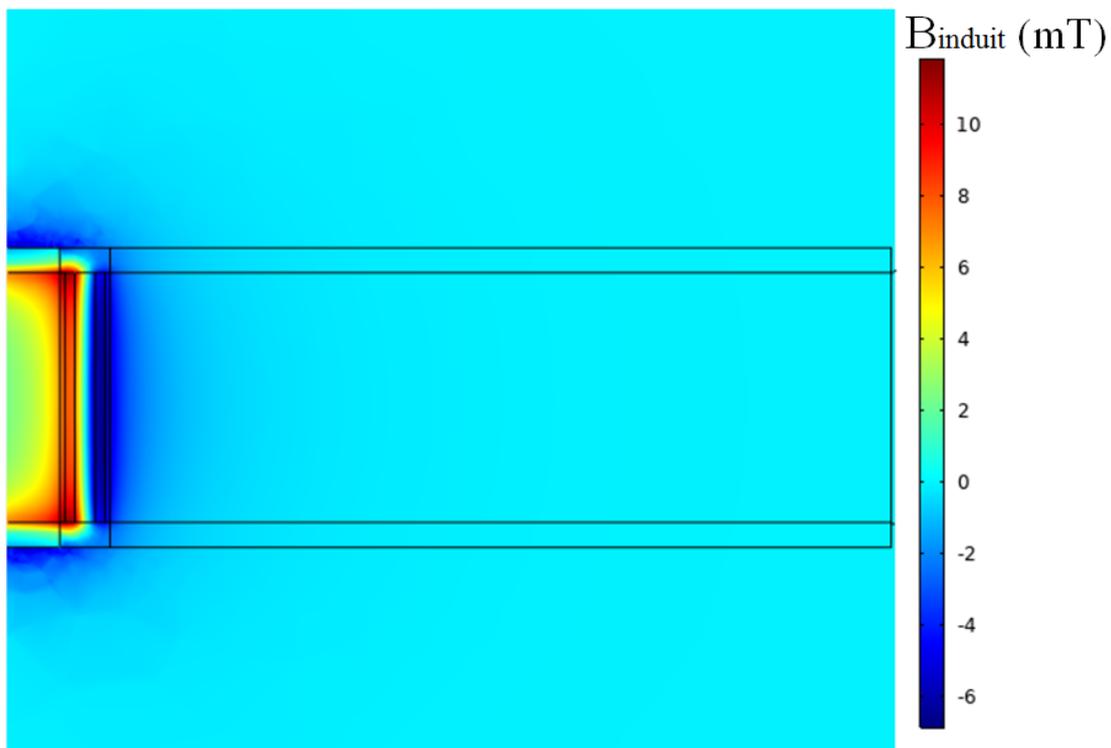


Fig 4.7. Lignes de champ de la composante y de B_{induit} selon le plan médian (x,z).

Le champ B_{induit} a l'intensité la plus grande selon la composante y, et elle correspond à 10 mT au centre de la colonne d'arc et 8 mT sur les bords près des électrodes. On note une asymétrie par rapport à la colonne d'arc : le champ magnétique est plus important en amont de l'arc (à gauche). Ceci est dû au champ magnétique induit par le courant qui circule dans les deux rails.

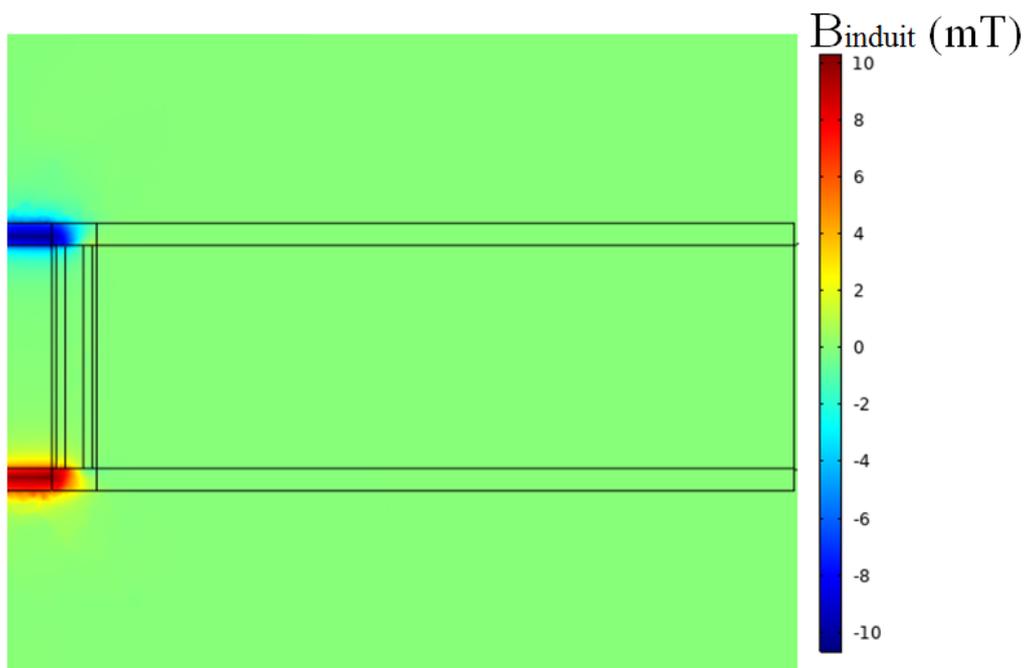


Fig 4.8. Lignes de champ de la composante z de \mathbf{B}_{induit} selon le plan médian (x,z) .

La composante z de \mathbf{B}_{induit} est induite par le courant qui circule dans les rails. Elle a une valeur maximale de 10 mT dans les électrodes. Les lignes de champ ont la même distribution dans l'anode et la cathode mais sont de sens inverse selon le sens de circulation du courant. Dans le domaine du gaz, elle a une valeur maximale de 3 mT dans les régions à proximité des électrodes et elle est nulle au centre, au milieu de l'espace entre les deux électrodes.

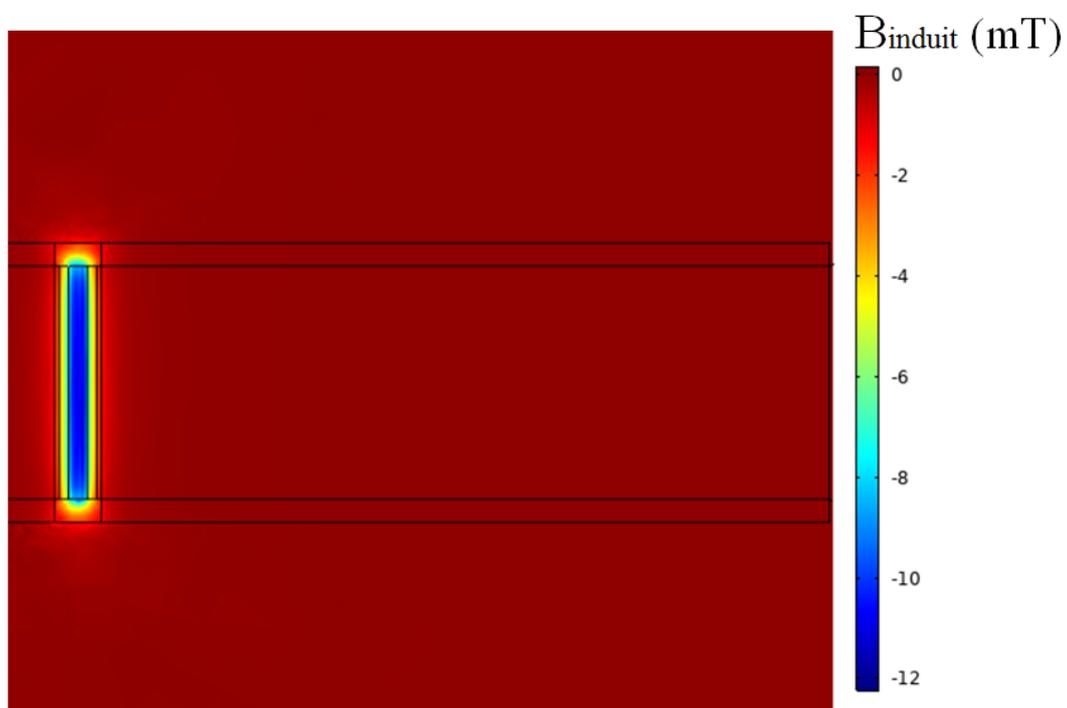


Fig.4.9. Lignes de champ de la composante x du \mathbf{B}_{induit} selon le plan médian (x,z) .

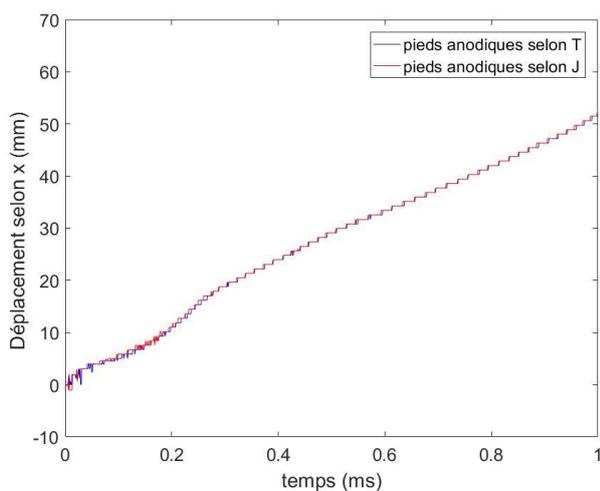
La composante x de \mathbf{B}_{induit} est générée par la colonne d'arc électrique. Elle a une valeur maximale de 12 mT dans les zones les plus chaudes du plasma d'arc. Elle diminue jusqu'à 2 mT à une

distance de de 3 mm de la zone la plus chaude pour s'annuler à une distance 10 mm loin de la zone chaude du plasma d'arc.

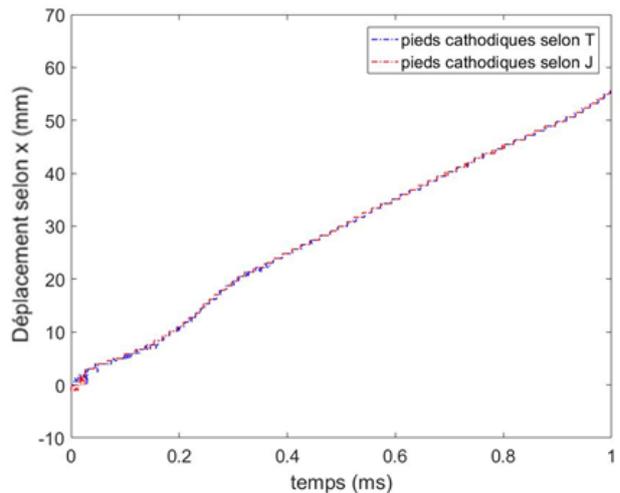
Ces trois figures nous montrent l'intensité du champ magnétique selon les 3 directions x, y et z, cette intensité ne dépassant pas une dizaine de mT dans les trois cas. On montre dans ce qui suit comment le déplacement de l'arc est affecté par le champ magnétique induit en comparant à un modèle où B_{induit} est négligé.

4.1.4.2. Déplacement des pieds d'arc

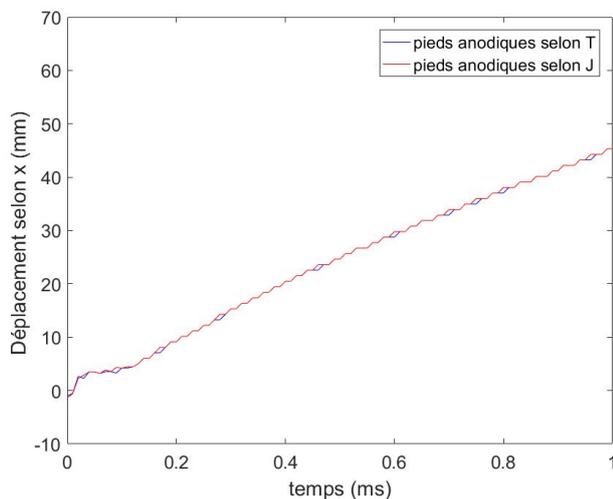
La figure 4.10 présente la position des pieds d'arc en fonction du temps pour les 2 modèles 2R_i (avec B_{induit}) et 2R_e (sans B_{induit}).



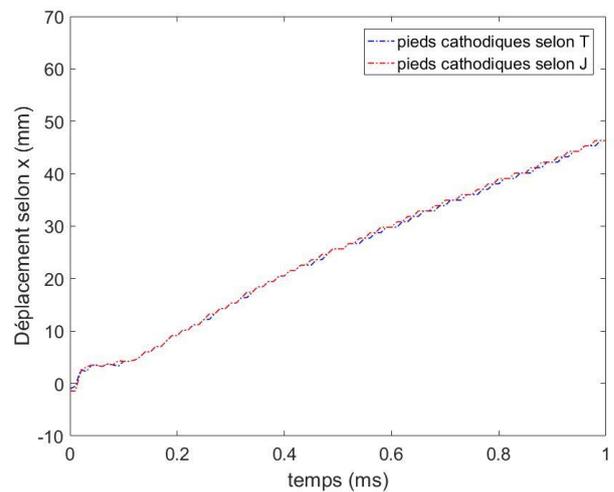
(a) : déplacement des pieds anodiques 2R_e.



(b) : déplacement des pieds cathodiques 2R_e.



(c) : déplacement des pieds anodiques 2R_i.



(d) : déplacement des pieds cathodiques 2R_i.

Fig.4.10. Déplacement des pieds anodique et cathodique dans les 2 modèles 2R_e sans B_{induit} (a et b) et 2R_i avec B_{induit} (c et d) selon la densité de courant maximale ou la température maximale.

Plusieurs méthodes sont utilisées pour définir la position des pieds d'arc dans les simulations. Certains auteurs définissent les pieds d'arc par les zones les plus chaudes sur les interfaces anode-plasma et cathode-plasma. Ce choix revient au fait que le courant passe des électrodes vers le gaz

selon la conductivité électrique la plus grande. Comme le mouvement des pieds d'arc ne varie pas linéairement sur les électrodes durant le déplacement de l'arc, B Swierczynski [Swi04] propose une méthode pour détecter les positions les plus probables des pieds d'arcs sur les électrodes. Cette méthode consiste à diviser horizontalement la chambre en deux domaines de calcul (partie anode et partie cathode) et calculer pour chaque domaine, à chaque pas de temps, la moyenne de la conductivité électrique sur des tranches élémentaires verticales. Ainsi, à chaque pas de temps, la tranche élémentaire présentant la conductivité moyenne la plus élevée est choisie pour la prochaine position des pieds d'arc.

Cette méthode est utilisée ultérieurement par [Qué17] mais en prenant pour chaque pas de temps les deux tranches élémentaires ayant les conductivités électriques moyennes les plus élevées. Ainsi, il prend en compte la possibilité d'existence de deux arcs parallèles en même temps.

Plusieurs travaux définissent les pieds d'arc simplement comme la zone où la densité de courant est maximale ([Wu08]-[Rong05]) ou la température est maximale ([Mal12]).

Dans ces modèles, nous avons pris la zone de densité de courant maximale sur l'interface électrodes-plasma comme la zone des pieds d'arc.

A noter qu'on n'a pas pris en considération dans ce travail la possibilité d'avoir deux arcs parallèles ou plus en même temps, et par suite tous les maximums secondaires de densité de courant ne sont pas pris en compte dans la détection des pieds d'arcs.

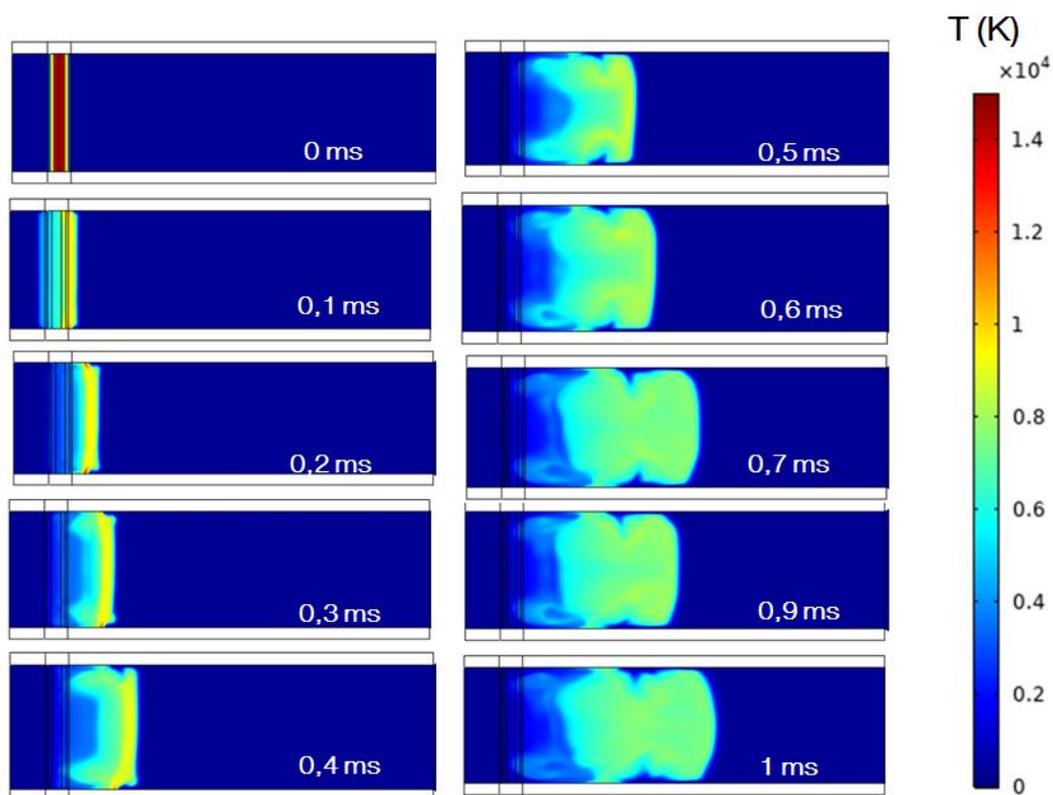
En comparant les figures 4.10 (a) et (b), on ne remarque pas de grande différence entre les deux modèles. La différence maximale est de 8 mm à l'interface cathode-plasma (13 % du déplacement total) et de 5 mm à l'interface anode-plasma (5 % du déplacement total) après 1 ms.

Les figures 4.11 et 4.12 montrent la distribution de température dans le plan médian de bus bar pour les deux modèle 2R_i (avec B_{induit}) et 2R_e (sans B_{induit}).

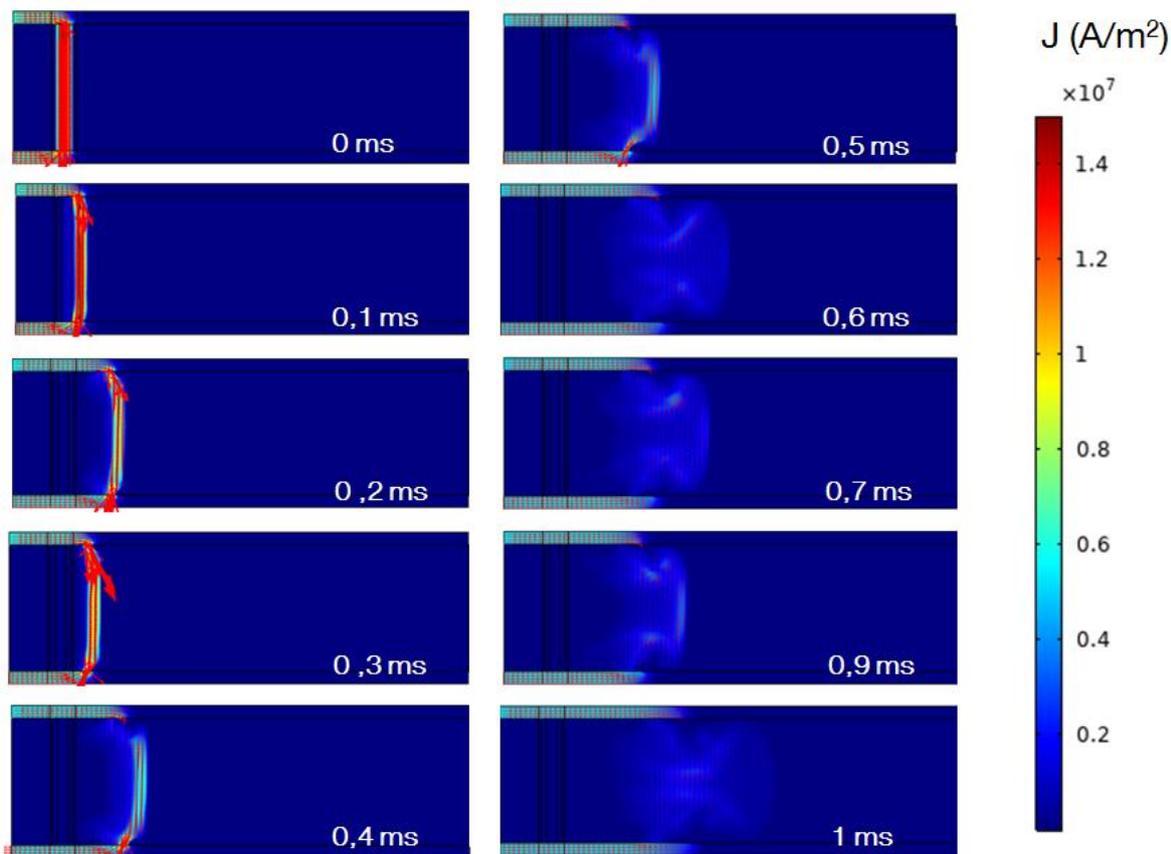
En comparant les deux figures 4.11 et 4.12 on remarque qu'au début on a presque la même distribution de température (jusqu'à 0,3 ms) dans les deux modèles. De 0,4 ms à 0,6 ms les pieds d'arc du modèle 2R_i avancent par rapport à ceux de 2R_e, par contre les centres des colonnes d'arc ont la même position. De 0,7 ms à 0,9 ms, les pieds d'arc du modèle 2R_i avancent par rapport à ceux de 2R_e. Par contre le centre de la colonne d'arc du modèle 2R_e avance par rapport au modèle 2R_i, pour se retarder de nouveau à 1 ms. Donc en résumé, la différence au niveau déplacement du centre la colonne d'arc est peu perceptible voire négligeable.

On remarque aussi que le centre de la colonne d'arc a la même température dans les deux cas, et les écarts de températures sont négligeables.

Cependant, au niveau de la durée de calcul, la différence est importante : 231 h pour simuler 1 ms avec le modèle qui inclut le champ B_{induit} alors que le modèle qui tient compte uniquement du $B_{externe}$ a pris 40 h.

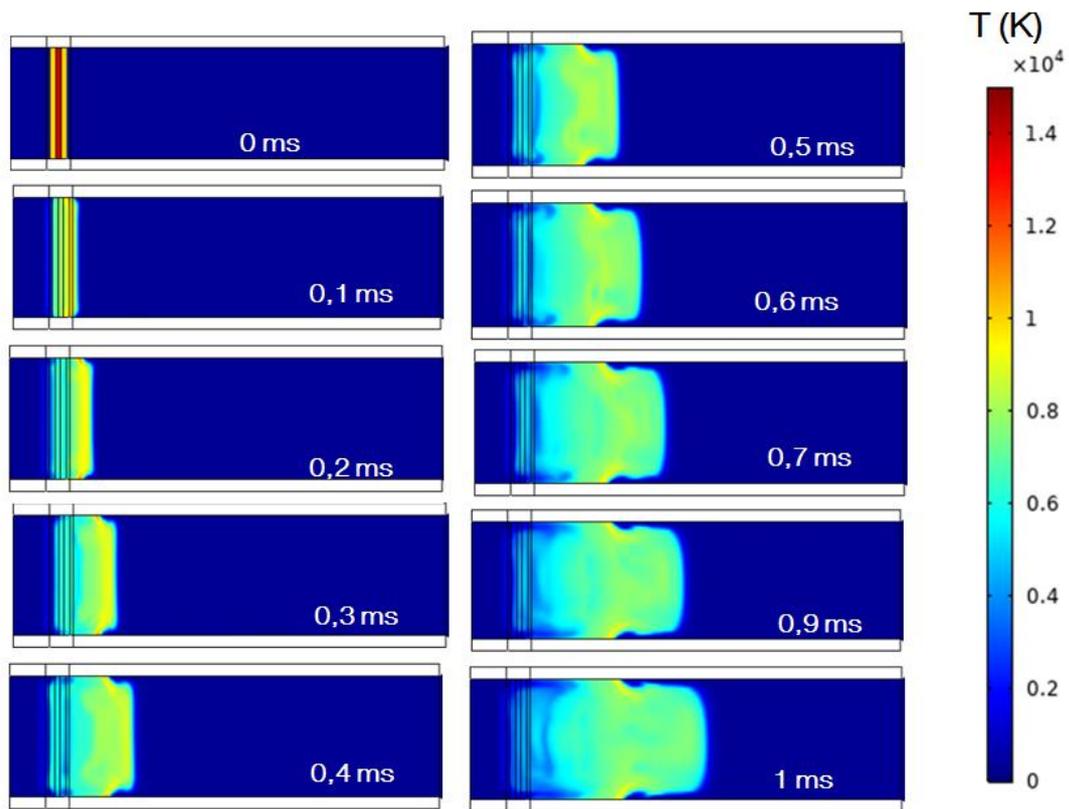


(a) : distribution de température.

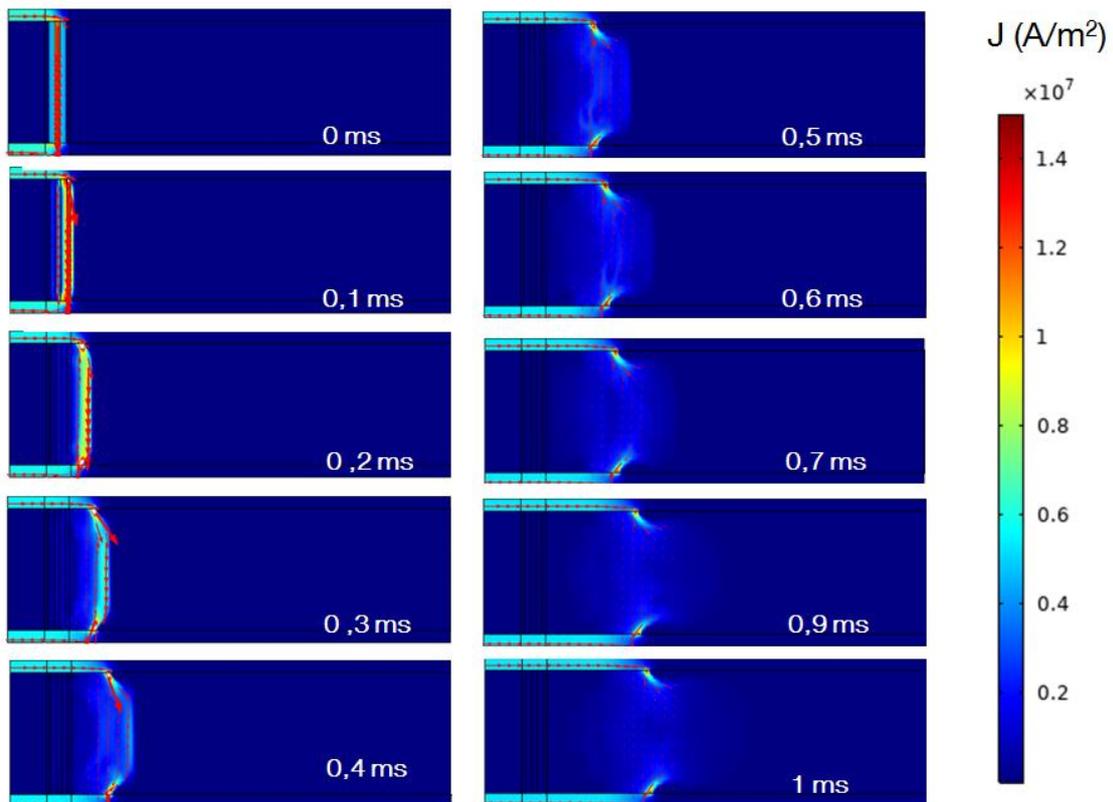


(b) : distribution de la densité du courant.

Fig.4.11. Distribution de la température et de la densité de courant dans le plan médian de bus bar 2R_e (sans B_{induit}).



(a) : distribution de température.



(b) : distribution de la densité de courant.

Fig.4.12. Distribution de la température et de la densité de courant dans le plan médian de bus bar $2R_i$ (avec B_{induit}).

Pour cela, on a choisi de négliger le champ magnétique induit par l'arc électrique et le courant qui circule dans les électrodes dans les modèles qui suivent et qui traitent le mécanisme d'ouverture des contacts. En effet, ces modèles utilisent le maillage mobile, et ce dernier seul rend les calculs compliqués et nécessitent beaucoup du temps. Pour cela, le fait de considérer uniquement le champ magnétique externe réduit considérablement le nombre de mailles. Cela supprime la sphère qui entoure le domaine utilisé pour éloigner les conditions d'isolation magnétique et réduit le nombre de variables à calculer. Cela simplifie les modèles CM et nous permet d'avoir des modèles qui simulent le déplacement de l'arc pendant des durées acceptables (1 semaine en moyenne).

4.2. Modèle CM : prise en compte de l'ouverture des contacts avec un maillage mobile

Le problème dans les études des chambres de coupure est de diminuer la durée de l'arc entre les électrodes pour ne pas les éroder. Par suite, le comportement de l'arc à l'ouverture des contacts est un point essentiel à ne pas négliger dans les modèles qui étudient l'arc électrique. Pour simuler l'ouverture des contacts, il est nécessaire d'utiliser un maillage mobile qui prend en compte le déplacement des contacts ainsi que la dilatation du gaz entre les deux.

Dans un premier temps, nous avons fait des modèles tests avec des géométries réduites pour simuler le mouvement de translation des contacts et la dilatation du gaz (des mailles) entre les deux. Ceci aide à valider la capacité des modèles à simuler le mécanisme d'ouverture et la commutation de l'arc électrique sur les rails dans des temps réduits.

Ils permettent aussi d'enchaîner une série d'études paramétriques en variant certaines valeurs comme le champ magnétique externe, la vitesse d'ouverture des contacts, l'intensité du courant et l'échappement pour mettre en évidence leurs effets sur le phénomène de coupure avec des durées de calcul acceptables. Nous allons dans cette partie présenter ces modèles et montrer certains résultats obtenus (comme le temps de commutation, la durée d'arc, et les tensions d'arc maximales atteintes) en fonction des variables testées.

4.2.1. Géométrie des modèles CM

Pour les modèles tests, on a choisi de travailler avec une géométrie réduite d'une chambre rectangulaire composée de :

- deux rails en cuivre, parallèles, et de mêmes dimensions ; longueur 130 mm, largeur 20 mm et épaisseur 5 mm. On a choisi de réduire la longueur des rails pour diminuer la taille des domaines et ainsi réduire le nombre de mailles et le temps de calcul. L'épaisseur des rails est conservée comme celle du banc d'essai, par contre on était obligé de passer à une longueur de 20 mm pour conserver une symétrie dans les dimensions de la zone des maillages mobiles susceptible à la bonne ouverture des contacts ;
- deux contacts mobiles rectangulaires de même section (78 mm^2) et longueur (25 mm) que celles des contacts du banc d'essai, mais pas la même forme. En effet, pour dimensionner la taille des mailles et améliorer la qualité du maillage, nous avons utilisé des mailles structurées rectangulaires, donc nous étions obligés d'utiliser des sections rectangulaires qui vont avec le

maillage, et par conséquent les contacts mobiles ont une section rectangulaire de même surface que les contacts cylindriques utilisés dans le banc d'essai.

La géométrie de la chambre est présentée figure 4.13.

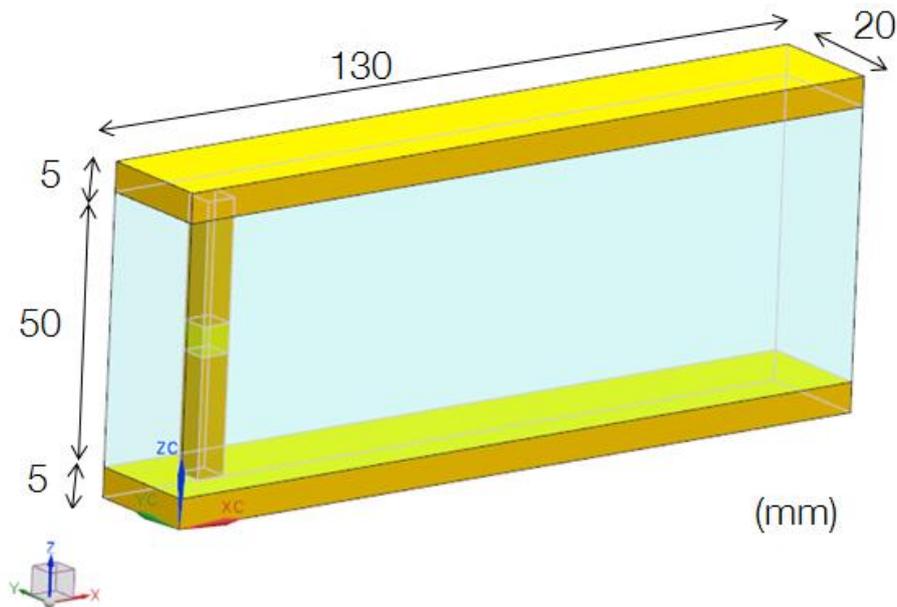


Fig 4.13. Dimensions de la chambre de coupure dans les modèles CM.

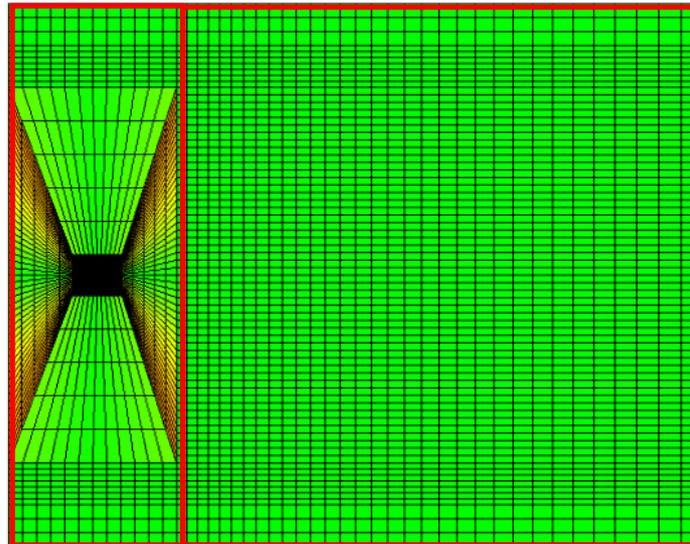
4.2.2. Maillage des modèles CM

Le maillage mobile se fait sous COMSOL en utilisant la méthode de remaillage. Cette méthode consiste à déformer les mailles avec le mouvement. Le problème consiste à imposer des mouvements sur les frontières du domaine mobile. Il faut que toutes les frontières aient des déplacements connus, et ces déplacements aux frontières peuvent être utilisés pour définir la déformation du maillage à l'intérieur des domaines.

Pour calculer la déformation du maillage dans chaque domaine, on a choisi d'utiliser une approche dite lissage de Laplace. L'approche de lissage de Laplace résout l'équation différentielle partielle suivante (4.2), cette résolution se fait également pour Y et Z.

$$\frac{\partial^2 x}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 y}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 z}{\partial X^2} = 0 \quad (4.2)$$

où x, y, et z sont les positions déformées du maillage, X est la position d'origine sous-formées. La solution de cette équation donne la déformation du maillage. Les mailles qui se déforment avec le mouvement doivent répondre à un certain critère de qualité. Si la qualité de mailles est plus petite qu'un certain niveau, le calcul s'arrête. Le maillage mobile rend le calcul compliqué, ce qui augmente le temps de calcul. Pour simplifier, il est toujours préférable de créer une interface dans les domaines qui séparent deux zones : zone du maillage mobile et zone du maillage fixe (figure 4.14). Ainsi, le maillage mobile ne sera pas appliqué à l'ensemble de la géométrie, ce qui réduit le temps de calcul.



Zone du maillage mobile Zone du maillage fixe

Fig 4.14. La distribution du maillage selon le plan (x-z) de la chambre de coupure.

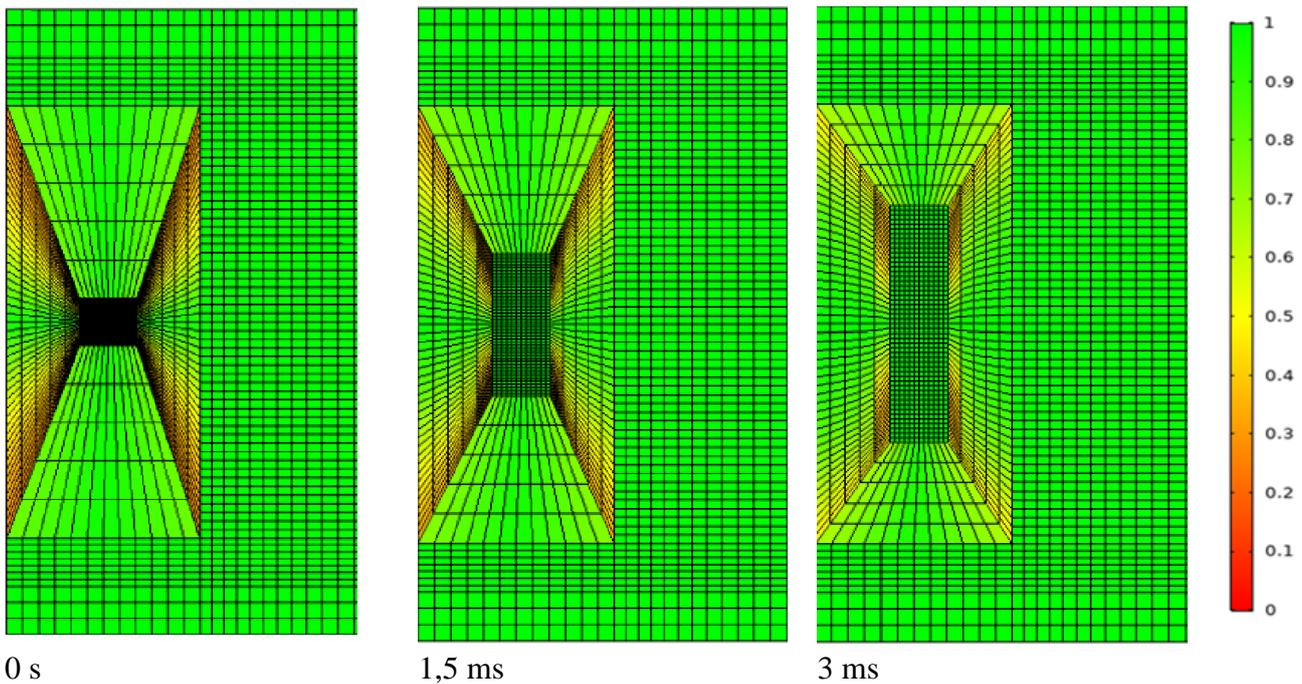


Fig. 4.15. Déplacement des mailles dans la zone mobile en fonction du temps.

La figure 4.15 montre le déplacement des mailles en fonction du temps pour une vitesse d'ouverture de 4 m/s. Les couleurs indiquent le niveau de qualité des mailles. Le calcul s'arrête quand la déformation de mailles est au-dessous d'un critère qu'on a défini.

4.2.3. Conditions initiales et aux limites des modèles CM

L'arc est initié par une petite colonne entre les contacts mobiles de diamètre 3 mm à une température de 10 000 K. Les électrodes sont alimentées par un circuit extérieur formé d'un

générateur DC de tension 375 V, d'une résistance et d'une bobine. Les valeurs des résistances et d'inductances varient pour obtenir trois intensités du courant identiques à celles choisies dans les essais expérimentaux 32 A, 64 A et 128 A.

Les contacts mobiles s'ouvrent avec un mouvement de translation et à vitesse constante qui s'annule lors de l'ouverture complète. On a choisi pour la vitesse d'ouverture deux valeurs 1 m/s et 6,5 m/s identiques aux essais.

L'intensité du champ magnétique externe varie également, et pour ce dernier on a choisi de tester quatre valeurs 0,05 T, 0,1 T, 0,15 T et 0,2 T comme dans les essais.

Les conditions initiales sont montrées figure 4.16.

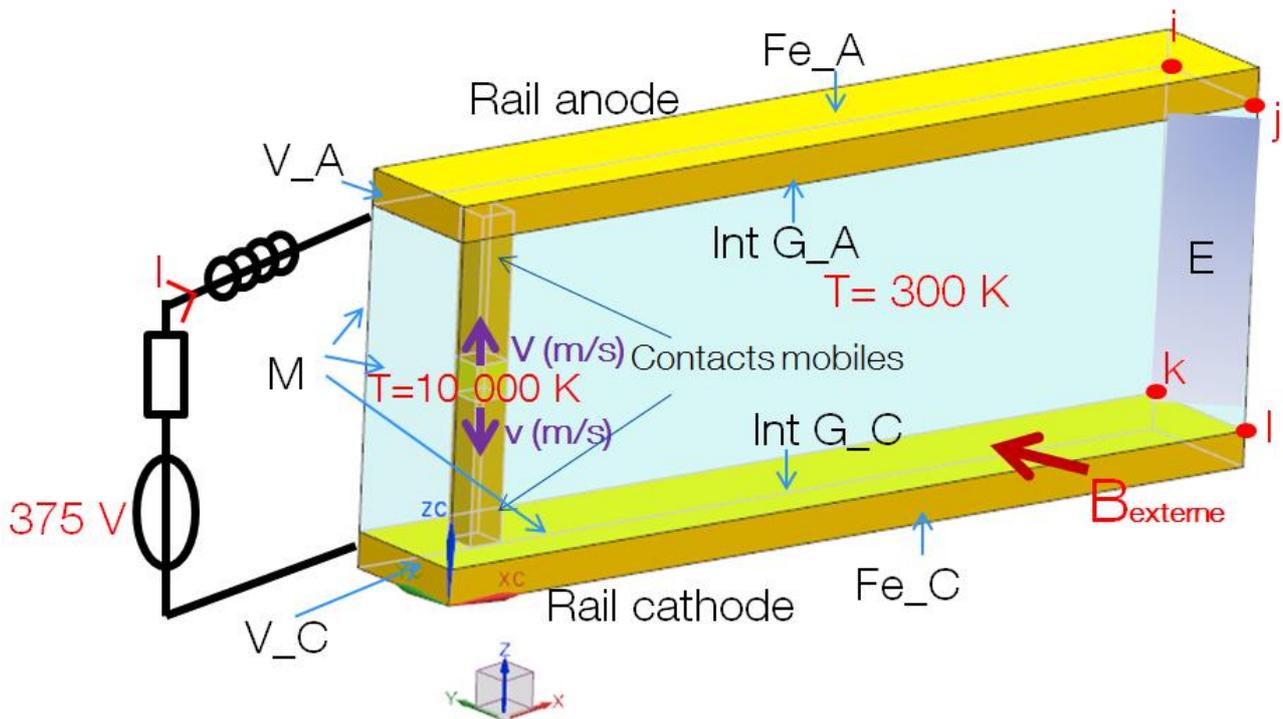


Fig 4.16. Conditions initiales pour les modèle CM.

Les conditions aux limites sont identiques à celles des modèles 2R sauf pour l'échappement (tableau 4.1). En effet, dans ces modèles on a voulu tester l'effet de l'échappement sur le mouvement de l'arc électrique. Pour cela, à la fin de la chambre de coupure deux cas d'échappement sont testés.

Le premier cas consiste à imposer une pression atmosphérique sur toute la surface E montrée dans la figure 4.16, et le deuxième cas consiste à fermer toute la surface et imposer juste sur les extrémités une pression atmosphérique pour avoir une référence de pression.

4.2.4. Choix du maillage

Les modèles qui prennent en compte l'ouverture des contacts sont des modèles à 10 variables. De plus, ces modèles ont un maillage qui varie avec le temps, pour cela la durée de calcul de ce type de modèles est importante. Afin de diminuer cette durée, on a essayé d'aller dans le sens de l'optimisation du nombre de mailles de ces modèles. Le but de ce travail est de trouver des modèles tests avec des géométries simples et surtout des nombres de mailles optimisés, pour qu'ils donnent

des résultats acceptables et comparables avec les essais réels dans une durée de temps pas trop importante.

Pour cela, on a essayé de faire plusieurs modèles tests en variant le maillage pour voir à quel point on peut agrandir les tailles des mailles et par suite réduire leur nombre. Trois maillages différents sont testés : fin (100 000 mailles), intermédiaire (40 000 mailles) et grossier (8 000 mailles).

Les simulations sont effectuées pour un courant de 128 A, une vitesse d'ouverture des contacts 6,5 m/s et un champ externe de 0,2 T. Les résultats sont comparés à un essai expérimental effectué sous les mêmes conditions.

Les figures 4.17 et 4.18 montrent les résultats de trois modèles numériques testés sous COMSOL comparés à l'essai expérimental pour la tension d'arc (figure 4.17) et l'intensité du courant (figure 4.18) en fonction du temps.

En comparant les courbes de tension d'arc et d'intensité du courant, on remarque en premier lieu un décalage dans la montée en tension entre les trois calculs et l'essai expérimental. Cela est dû au fait que dans les modèles numériques, on n'étudie pas la phase de création de l'arc, *i.e.* à $t = 0$ s l'arc est déjà initié par une colonne à une température élevée de longueur 5 mm.

Pour cela, un décalage entre la montée en tension d'arc de l'essai expérimental et les montées en tension d'arc des modèles numériques est observé au début (de 0 jusqu'à 0,4 ms), idem pour l'intensité du courant.

Par contre, si on décale l'origine du temps des courbes de tension d'arc numériques au moment où la tension d'arc de l'essai expérimental commence à augmenter linéairement (instant de sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles), on trouve que les deux modèles à maillage intermédiaire et à maillage fin donnent une variation de tension d'arc en fonction du temps similaire à celle observée avec l'essai expérimental :

- en premier lieu on voit que dans les deux modèles (à maillage intermédiaire et à maillage fin) la tension arrive à un premier maximum, puis elle diminue pour remonter à son deuxième maximum avant que l'arc ne s'éteigne, cette tendance est comparable à la variation de la tension d'arc observée dans l'essai expérimental ;
- en deuxième lieu, la durée d'arc calculée par les 2 modèles numériques est 2,2 ms pour le maillage intermédiaire et 1,9 ms pour le maillage fin. La durée d'arc obtenue par l'essai expérimental est de 2,34 ms et il faut retrancher à cette durée le temps entre l'initiation de l'arc et sa sortie de la zone des contacts mobiles (0,4 ms), *i.e.* la phase non calculée dans les modèles. Par suite, on retrouve une valeur de 1,94 ms proche de celle à celle obtenue par le maillage fin. Cependant la valeur donnée par le maillage moyen 2,2 ms correspond approximativement à l'ordre de grandeur des durées d'arc mesurées pendant les essais (tableau 2.1). En fait, les valeurs mesurées durant les essais varient entre elles de 0,4 ms du coup la durée d'arc obtenue avec un maillage intermédiaire est sensiblement comparable à celle des essais.

En conséquence, on a choisi de travailler avec le maillage intermédiaire, vu que ce maillage suffit pour obtenir des tendances et des relations entre les différentes variables (champ magnétique externe, intensité du courant et vitesse d'ouverture des contacts) comparables aux essais expérimentaux dans des délais de temps de calcul pas trop longs (3 jours de calcul pour un maillage intermédiaire face à 8 jours de calcul pour un maillage fin).

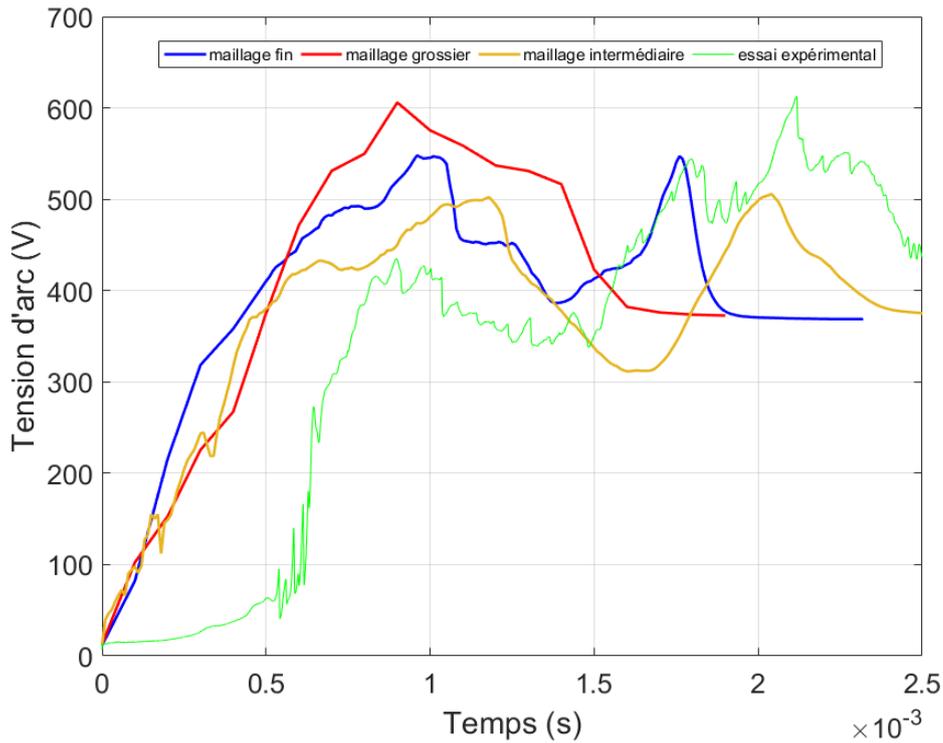


Fig 4.17. Tensions d'arc en fonction du temps pour les 3 simulations numériques de maillages différents comparées avec un essai expérimental (tableau 2.1 : 25.1).
(128A, 0,2 T, 6,5 m/s).

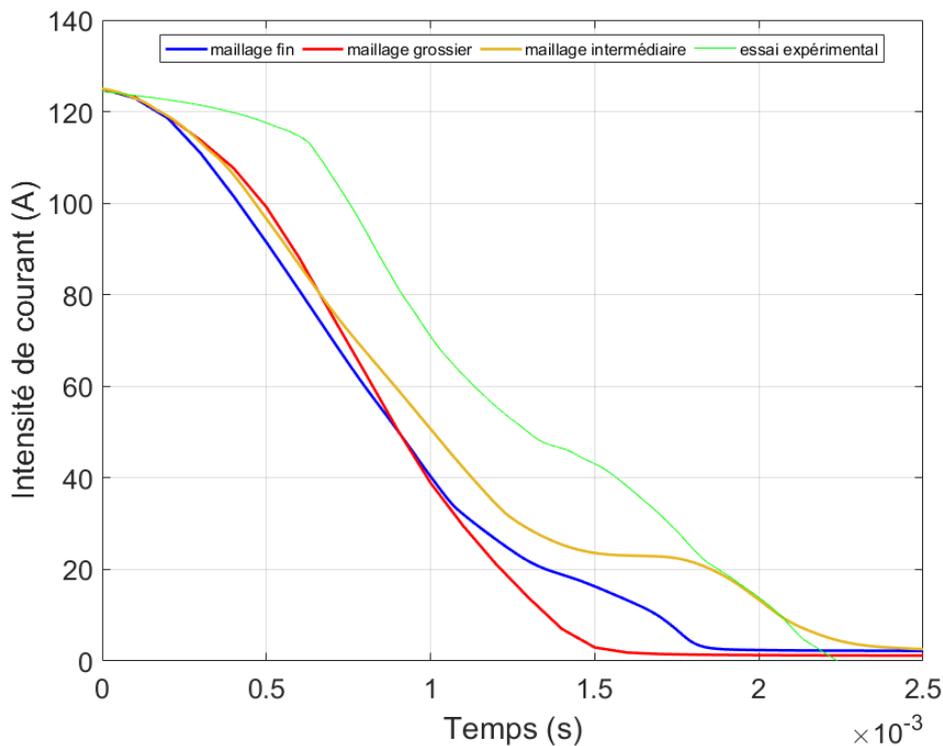


Fig 4.18. Intensités de courant en fonction du temps pour les 3 simulations numériques de maillages différents comparées avec un essai expérimental.
(128A, 0,2 T, 6,5 m/s).

4.2.5. Résultats des simulations numériques pour les modèles CM tests

4.2.5.1. Effet de l'intensité du courant

L'effet de l'intensité du courant est étudié afin de comparer les tendances numériques à celles des essais expérimentaux. Pour cela, on a testé deux courants 32 A et 128 A. Ces deux courants sont étudiés avec un champ externe de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s. Les comparaisons sont faites pour les caractéristiques électriques, la propagation de l'arc et les forces volumiques qui agissent sur l'arc.

a) Caractéristiques électriques

Les variations de la tension d'arc et de l'intensité du courant en fonction du temps sont montrées figure 4.19 pour les deux courants. Ces résultats sont comparés avec des essais expérimentaux effectués sous les mêmes conditions.

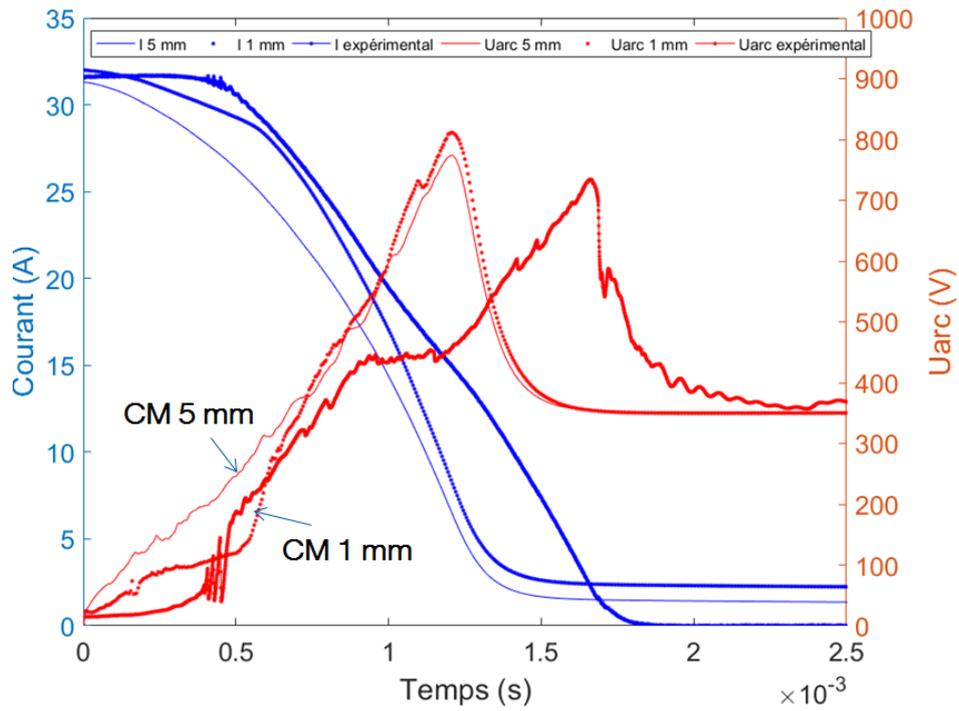
Dans ces calculs, l'initiation de l'arc n'est pas considérée vu que la colonne d'arc est initié par une colonne de plasma d'air à une température élevée de 10 000 K. Du coup, il y a un décalage entre la montée en tension d'arc calculée et expérimentale, et un autre décalage pour la chute de courant.

Pour évaluer l'effet de la hauteur à laquelle l'arc est initié dans les simulations, nous avons testé pour 32 A deux hauteurs de colonne d'arc initiale, *i.e.* deux distances d'ouverture de contacts : 1 mm et 5 mm. Les courbes de tension d'arc et d'intensité sont montrées figure 4.19 (a) avec celles d'un essai.

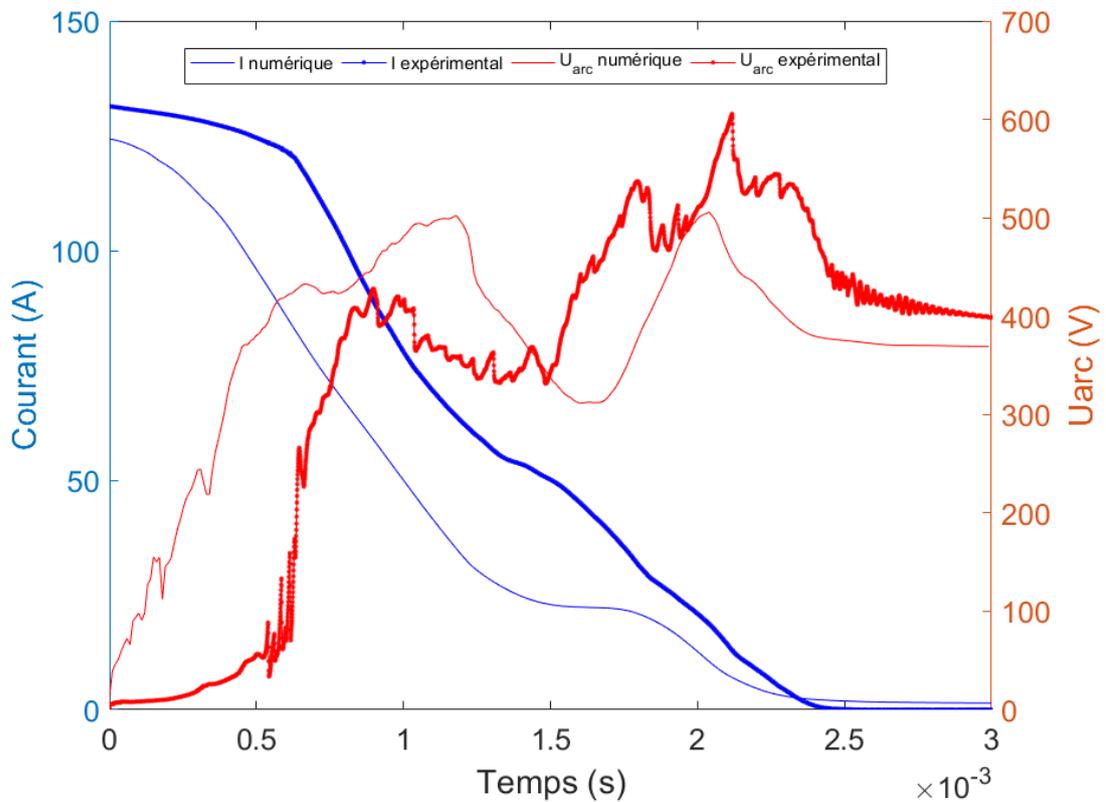
Dans un premier temps, nous comparons les résultats obtenus pour 32 A avec les deux contacts séparés initialement de 1 mm et de 5 mm. On remarque que pour une distance de 5 mm, la montée en tension d'arc est observée linéaire avec une pente de $4,90 \times 10^5$ V/s. Pour une ouverture de 1 mm la montée en tension se fait en deux étapes, la première à 0,185 ms avec une pente de $1,64 \times 10^5$ V/s et la deuxième à 0,5 ms avec une pente de $1,65 \times 10^6$ V/s. Ce ralentissement de montée en tension au début observé pour une ouverture de 1 mm vient du fait que la longueur de l'arc d'un côté est plus petite, et d'un autre côté l'arc prend plus de temps pour sortir de la zone entre les deux contacts et s'allonger.

L'allure obtenue pour 1 mm est similaire à celle observée avec l'essai pour lequel la montée en tension se fait avec deux pentes : la première pente est associée typiquement à l'instant après la création de l'arc (après le saut de tension associé à l'ouverture des contacts : $\Delta V \approx 13$ V [Sla99]) et elle dure tant que l'arc reste dans la zone des contacts mobiles ; la deuxième pente est associée à la période pendant laquelle les pieds d'arc arrivent aux bords extérieurs des contacts mobiles.

Par contre les deux courbes coïncident et suivent à peu près les mêmes variations après à 0,6 ms le temps où l'arc sort de la zone des contacts mobiles et son mouvement devient indépendant de l'ouverture.



(a) : 32 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.
 Trait fin : simulation 5 mm ; point simulation 1 mm ; trait épais : essai (tableau 2.2 : 5.1).



(b) : 128 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.
 Trait fin : simulation ; trait épais : essai (tableau 2.2 : 25.1).

Fig. 4.19. Courbes des caractéristiques électriques pour le modèle CM (a) : 32 A, 0,2 T, 6,5 m/s ;
 (b) : 128 A, 0,2 T, 6,5 m/s.

A noter que dans les essais expérimentaux les pieds d'arc arrivent sur les bords extérieurs des contacts mobiles pour des ouvertures comprises entre 0,1 mm et 0,5 mm. Mais ces valeurs sont trop petites pour nos modèles. La contrainte dans la simulation vient du type de maillage utilisé : le nombre de mailles selon l'axe vertical entre les deux contacts mobiles doit être égal au nombre de mailles selon l'axe vertical entre les deux rails (figure 4.14). Cela implique une mauvaise qualité de mailles pour des ouvertures trop petites et augmente énormément le temps de calcul avec des possibilités de divergence.

Pour la suite des études paramétriques, nous avons choisi de travailler avec une ouverture de 5 mm car le temps calcul pour cette ouverture est réduit de moitié par rapport à une ouverture de 1 mm (en effet, pour 5 mm les mailles entre les contacts mobiles ne sont pas trop serrées et leur forme est de bonne qualité, ce qui réduit le temps de calcul).

Sur les deux figures 4.19 (a) (ouverture 5 mm) et 4.19 (b) on voit que :

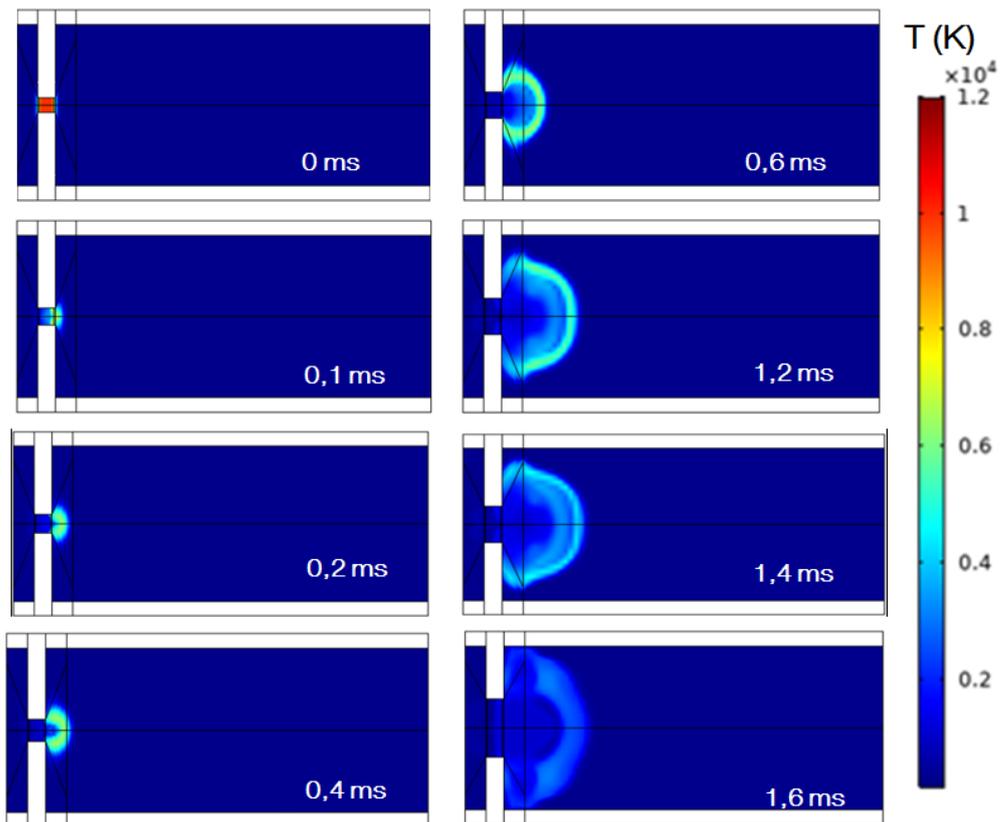
- dans les deux cas la tension d'arc commence à 20 V ce qui correspond à la tension de la colonne d'arc initiée à 0 s à 10 000 K avec une longueur de 5 mm ;
- pour un courant de 32 A (figure 4.19 (a)), la commutation sur les rails n'est pas réalisée. Ce phénomène est également observé dans nos essais expérimentaux, où pour un courant de 32 A l'arc s'éteint avant de commuter sur les rails (principalement rail cathode). La durée d'arc est de 1,56 ms comparable à la durée d'arc d'essai de 1,8 ms. La tension maximale de l'arc arrive à 774 V après une durée de 1,2 ms, celle de l'essai est de 728 V et elle est atteinte après 1,67 ms ;
- pour un courant de 128 A (figure 4.19 (b)), la tension d'arc atteint une valeur maximale de 500 V après un temps de 1,1 ms. Cette tension correspond à la commutation de l'arc sur le rail anode. Après avoir atteint une tension maximale, la tension d'arc commence à diminuer et s'approche de la tension du générateur pour l'atteindre après 1,6 ms. Par contre l'arc ne s'éteint pas à cet instant et le courant résiduel qui circule encore est de 40 A. Par suite, la tension d'arc ré-augmente pour atteindre de nouveau une tension de 500 V après 2 ms. Enfin, la tension d'arc rejoint la tension du générateur après 2,3 ms, où on a l'extinction de l'arc. On justifie cette variation dans le paragraphe suivant à l'aide de la distribution de température.

En conclusion, on a obtenu par les modèles une durée d'arc plus petite à 32 A que celle à 128 A. Ceci est vérifié par les essais expérimentaux où on a vu que pour un même champ externe, la durée d'arc pour un courant de 32 A est toujours plus petite que celle d'un courant de 128 A et de 64 A.

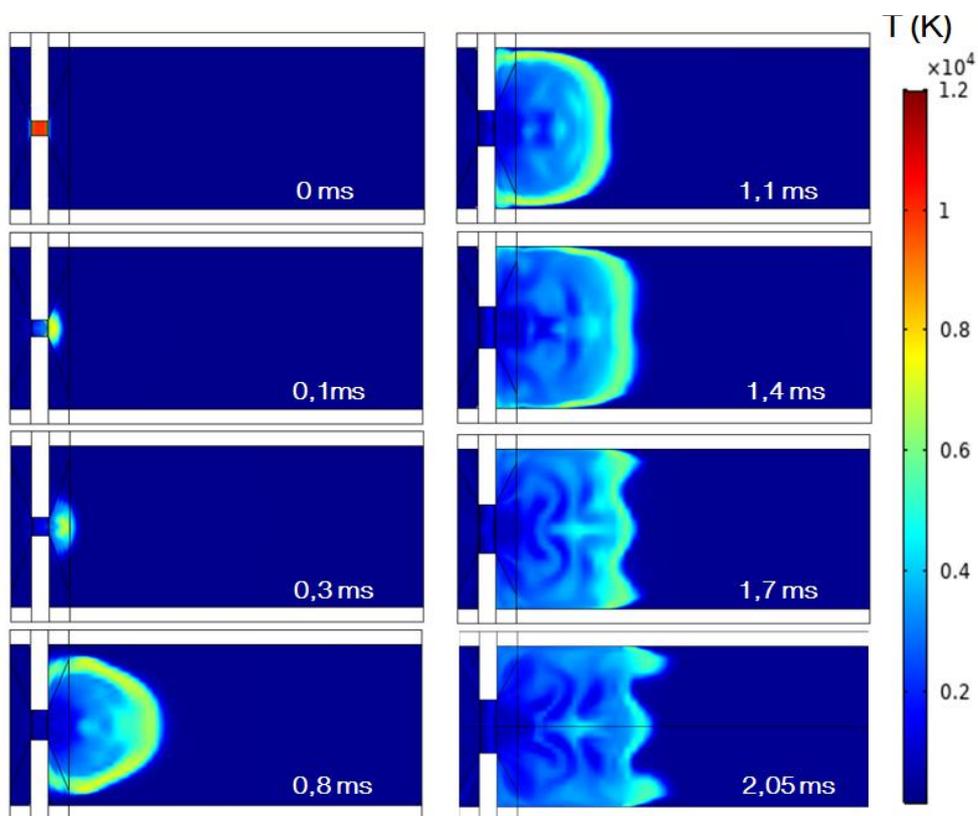
b) Distribution de la température et déplacement des pieds d'arc

L'évolution temporelle du plasma d'arc dans la chambre est représentée par la distribution en fonction du temps de la température dans le plan médian (x,z) de la chambre pour les deux simulations, à savoir 32 A et 128 A (figure 4.20).

Le déplacement des pieds d'arc anodique et cathodique est montré figure 4.21 selon x qui est la direction du déplacement de l'arc pour les deux courants 32 A et 128 A.

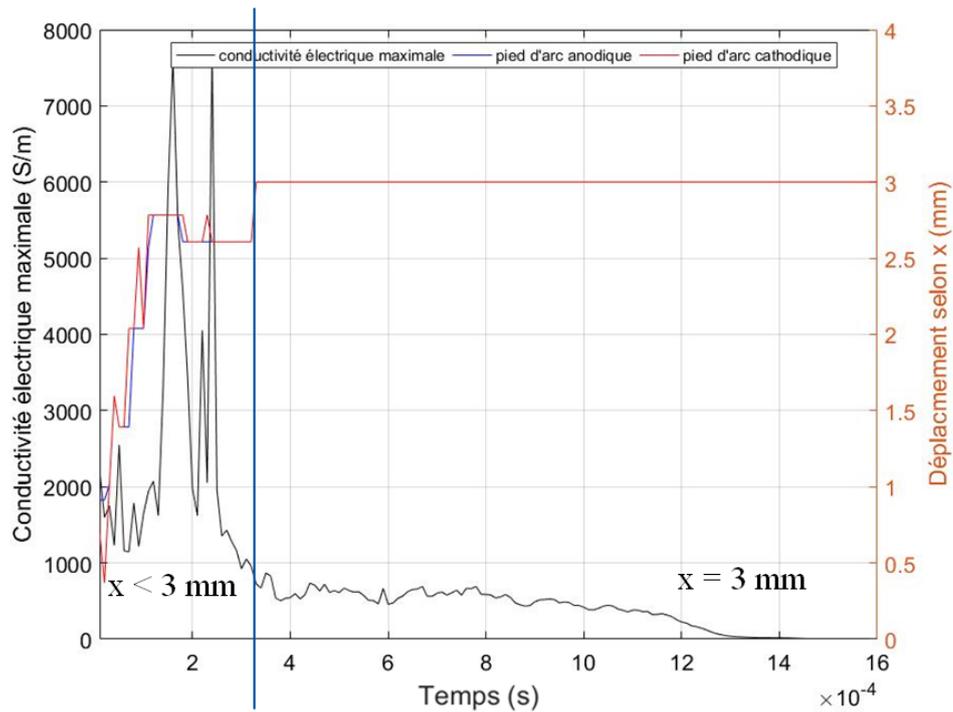


(a) : 32 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s (ouverture 5 mm).

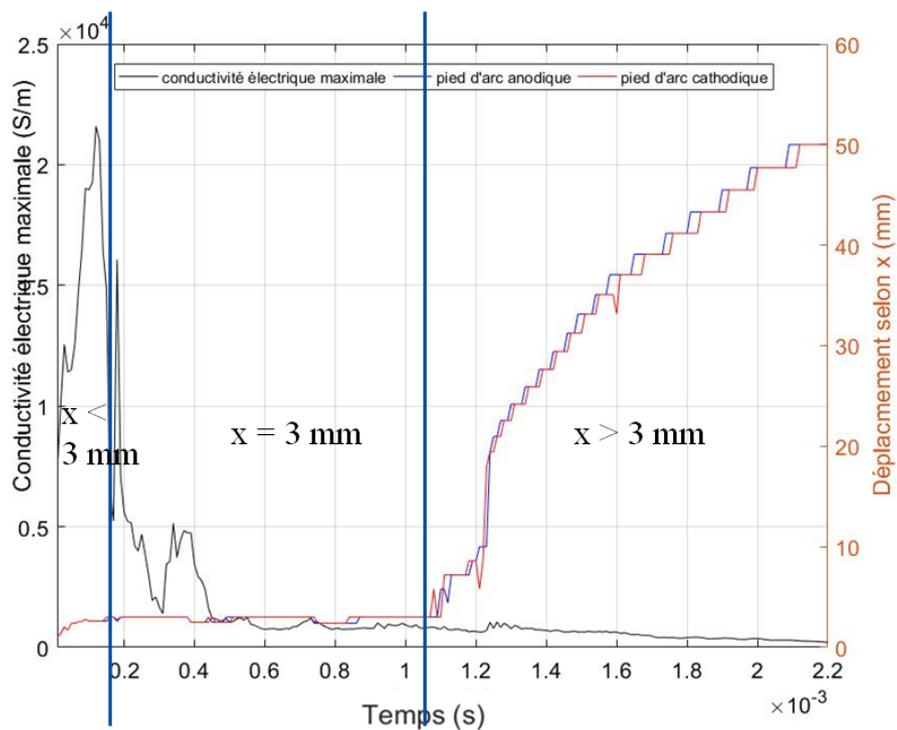


(b) : 128 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.

Fig. 4.20. Distribution de la température dans le plan médian (x,z) de la chambre de coupure pour le modèle CM. (a) : 32 A, 0,2 T, 6,5 m/s ; (b) : 128 A, 0,2 T, 6,5 m/s.



(a) : 32 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.



(b) : 128 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.

Fig.4.21. Déplacement des pieds d'arc sur l'anode et la cathode (contacts mobiles et rails) selon la direction x (direction de déplacement de l'arc). Pour le modèle CM. (a) : 32 A, 0,2 T, 6,5 m/s ; (b) : 128 A, 0,2 T, 6,5 m/s.

La position des pieds d'arc est calculée sur les interfaces électrodes-plasma par les zones ayant une densité de courant maximale.

L'arc est initié au centre des contacts mobiles à une position $x = 0$ mm. Les faces extérieures verticales des contacts mobiles se trouvent à une position $x = 3$ mm. Donc, quand la position des pieds d'arc est à une position $x > 3$ mm cela veut dire que l'arc a commuté sur les rails.

On note pour les deux figures 4.20 (a) et 4.21 (a) les temps caractéristiques suivants :

- 0 ms : le temps d'initiation de l'arc ;
- 0,2 ms : le temps de sortie des contacts ;
- 1,2 ms : le temps où la tension d'arc atteint son maximum ;
- 1,6 ms : temps d'extinction du plasma d'arc.

A 32 A, le centre de la colonne d'arc sort de la zone entre les contacts mobiles après 0,2 ms avec une température de 9000 K en moyenne. Après la sortie des pieds d'arc de la zone entre les contacts mobiles (zone b), l'arc reste sur les faces verticales droites des contacts mobiles pour une durée de 0,5 ms sans arriver à commuter sur les rails. La colonne d'arc atteint une tension maximale de 774 V après 1,2 ms avec une température de 5000 K en moyenne et une conductivité électrique faible de 225 S/m ce qui cause son extinction après 0,2 ms.

Pour les figures 4.20 (b) et 4.21 (b) on note les temps caractéristiques suivants :

- 0 ms : le temps d'initiation de l'arc ;
- 0,1 ms : le temps de sortie de l'arc de la zone entre les deux contacts mobiles ;
- 1,1 ms : le temps de commutation de l'arc sur les deux rails fixes ;
- 1,7 ms : rétrécissement de l'arc, la tension d'arc atteint un minimum de 330 V ;
- 2,05 ms : temps où l'arc atteint son deuxième maximum de 500 V avant son extinction ;
- 2,2 ms : temps d'extinction du plasma d'arc.

A 128 A, le centre de la colonne d'arc sort de la zone entre les contacts mobiles après 0,1 ms avec une température de 17000 K en moyenne. Cela est dû à une densité de courant plus élevée et par suite plus d'effet Joule qui réchauffe l'arc. La colonne d'arc atteint une tension maximale de 500 V après 1 ms à cause de sa commutation sur les rails avec une température moyenne au centre de la colonne d'arc de 8000 K. A ce moment, la conductivité électrique maximale est de 1010 S/m. Cette valeur est suffisante pour que le courant circule et ainsi la colonne d'arc se maintient même si la tension d'arc dépasse celle du générateur. Puis la colonne d'arc atteint son deuxième maximum à 2,05 ms avec une conductivité électrique maximale de 350 S/m ce qui cause son extinction après 0,1 ms.

Pour 128 A, le déplacement des pieds d'arc montré figure 4.21 (b) indique un avancement dans la position selon x pendant toute la durée de coupure. Cela montre que les forces motrices qui favorisent l'accélération du mouvement des pieds d'arc selon x sont les forces les plus intenses. Les pieds d'arc avancent sur les rails avec une vitesse de 46 m/s et arrivent à une distance de 55 mm pendant 1,1 ms.

Par conséquent, on peut conclure que pour des intensités plus élevées, l'arc atteint une tension maximale dans des durées plus courtes que celles pour des courants faibles grâce à des forces magnétiques plus grandes. Mais, la probabilité que l'arc reste maintenu après est plus grande si l'énergie produite par effet Joule, qui chauffe l'arc et augmente sa conductivité électrique, n'est pas évacuée.

c) Déplacement du centre de la colonne d'arc et intensité des forces volumiques

Pour évaluer le déplacement de l'arc et voir quelles sont les forces volumiques qui agissent le plus sur son avancement, on a choisi de calculer les intensités des forces volumiques dans le plan central (x,y) de la chambre de coupure (centre de la colonne d'arc électrique) (figure 4.22) au moment où l'arc passe.

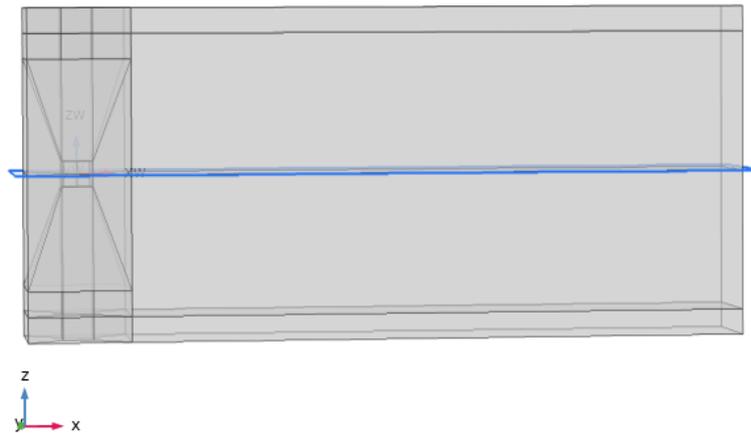


Fig.4.22. Plan central (x,y) de la chambre de coupure où les intensités des forces volumiques sont calculées.

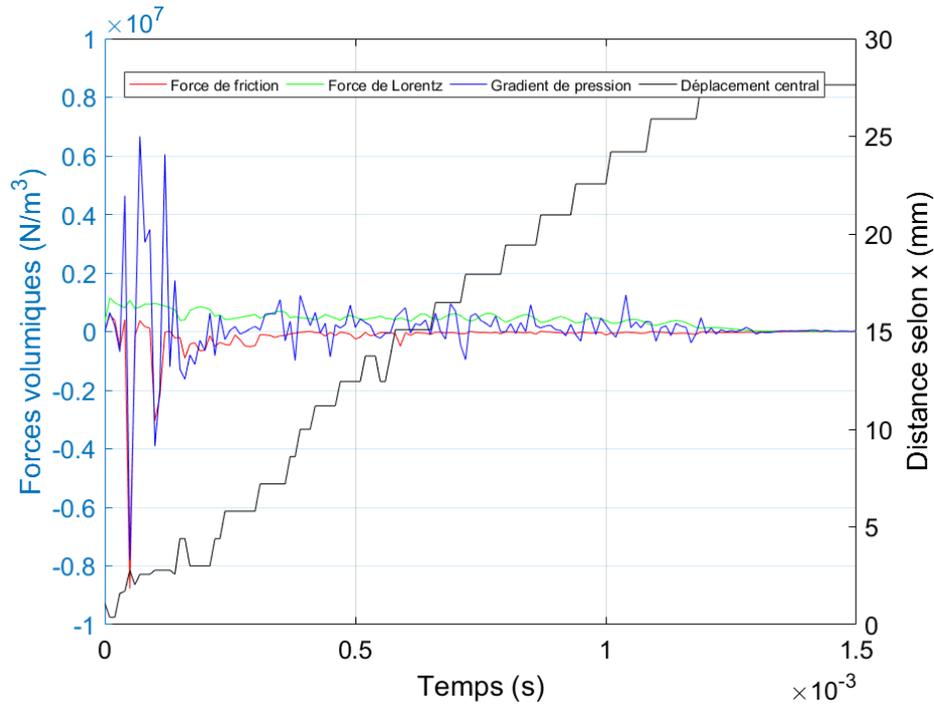
On a calculé sur ces points l'intensité des forces volumiques en fonction du temps selon la direction x, direction de déplacement de l'arc.

Ces forces (paragraphe 3.3.1.2.) sont :

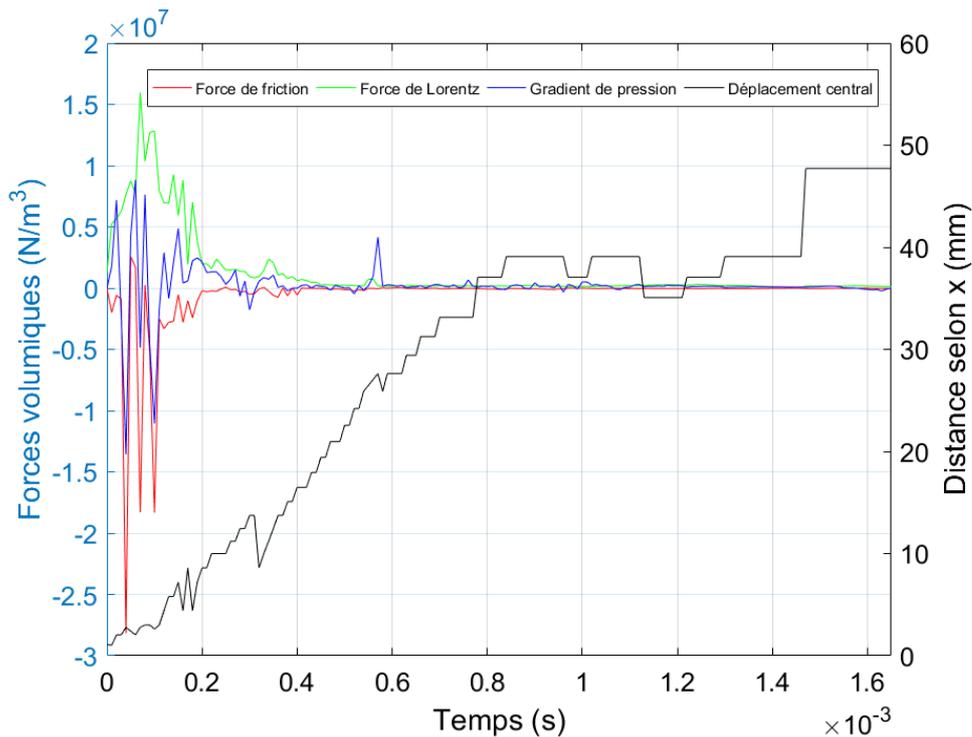
- la force de Lorentz ;
- le gradient de pression ;
- la force de friction.

De même sur ce plan central, on a calculé le déplacement de l'arc selon x à partir de la densité de courant maximale. Les forces volumiques sont calculées selon la composante x sur le point où on détecte la densité de courant maximale. Les intensités des forces volumiques et le déplacement du centre de l'arc selon x et dans le plan central sont montrés figure 4.23 (a) et (b) pour les deux courants.

En comparant les résultats des figures 4.23(a) et 4.23 (b), on remarque que la force de Lorentz est la principale force qui accélère le déplacement du centre de la colonne d'arc vu qu'elle est toujours dans le sens positif de son déplacement (sens x), contrairement aux forces de frictions qui sont observées dans les deux cas presque toujours négatives (sauf au début pour 32 A), du coup elles favorisent toujours une décélération du déplacement de l'arc.



(a) : 32 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s (ouverture 5 mm).



(b) : 128 A avec un champ de 0,2 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.

Fig.4.23. Les intensités des forces volumiques qui régissent le déplacement du plasma d'arc électrique dans le plan central de la chambre de la coupure.

(a) : 32 A, 0,2 T, 6,5 m/s ; (b) : 128 A, 0,2 T, 6,5 m/s.

Pour 32 A, on remarque que les gradients de pression pendant toute la durée semblent avoir l'intensité la plus grande parmi les trois forces qui régissent le mouvement de l'arc. Cette intensité est entre $5 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ et $9 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ lorsque l'arc est encore dans la zone des contacts mobiles (0 à 0,4 ms) puis elle diminue à 10^6 N/m^3 lorsque l'arc sort de cette zone. Les grandes variations pour

les gradients de pression sont observées au début dans la phase où l'arc est entre les contacts mobiles.

Les forces de Lorentz ont une intensité entre $0,5 \times 10^6$ et 10^6 N/m^3 pendant toute la durée jusqu'à 1,2 ms où l'intensité du courant devient presque nulle.

Les forces de friction jouent un rôle important au début jusqu'à 0,1 ms, les valeurs négatives qu'elles prennent entraînent la stagnation du centre de la colonne d'arc entre les contacts mobiles. Après 0,1 ms elles prennent des valeurs nettement plus faibles $\sim 10^5$ et donc ces forces n'influencent que très peu voire pas du tout le déplacement du centre de la colonne d'arc.

En conclusion, on peut dire qu'on trouve beaucoup de stagnation pendant l'avancement du centre de la colonne d'arc à 32 A vu que les forces qui dominent son mouvement sont les gradients de pression qui sont à la fois positifs et négatifs.

Pour 128 A, si on compare les intensités des forces on trouve que les forces de Lorentz sont les forces les plus intenses qui agissent sur l'arc (sauf pour certains instants où on trouve des pics de minimums locaux pour les gradients de pression). Ceci assure une accélération dans le mouvement du centre d'arc d'une façon continue. Ces forces atteignent un maximum de $1,6 \times 10^7 \text{ N/m}^3$ à l'instant qui précède la sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles, puis elles diminuent à une intensité de $1,7 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ après la commutation de l'arc sur les rails. Elles ont une intensité 10 fois supérieures à celles à 32 A.

Les forces de friction pour cette intensité de courant ne sont plus négligeables et elles influent sur le déplacement du centre de la colonne d'arc avec des amplitudes maximales de $2,7 \times 10^7 \text{ N/m}^3$ au début avec des valeurs toujours négatives.

Donc, après la comparaison entre les deux courants, on peut conclure que la propagation et l'allongement de l'arc sont observés beaucoup plus importants pour un courant de 128 A que pour un courant de 32 A. Ceci est dû à l'augmentation de courant qui augmente les forces magnétiques (les forces motrices) ce qui aide l'arc à s'allonger et se propager plus rapidement. Pour un courant de 32 A les forces de friction sont très faibles par rapport aux autres forces et les gradients de pression prennent les deux valeurs négatives et positives. Par contre pour un courant de 128A on ne peut plus négliger l'influence des forces de friction surtout dans la phase avant la commutation sur les rails.

Pour 32 A, le centre de la colonne d'arc subit un déplacement maximal de 28 mm vu que les pieds d'arc n'arrivent pas à commuter sur les rails alors que pour 128 A, le centre de la colonne d'arc a un déplacement de 47 mm après la commutation. Par contre, l'allongement de l'arc et par suite l'augmentation de sa tension ne sont pas toujours suffisantes pour l'éteindre à des intensités plus grandes si l'énergie n'est pas évacuée.

4.2.5.2. Effet du champ externe

Dans cette partie on évalue l'effet du champ externe. On a réalisé des simulations avec un courant de 32 A et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s en variant le champ magnétique externe : 0,05 T, 0,1 T, 0,15 T et 0,2 T. Le modèle avec 32 A et 0,2 T a été montré dans le paragraphe 4.2.5.1, les trois autres simulations sont montrées dans cette partie.

a) Caractéristiques électriques

Les variations de la tension d'arc et l'intensité du courant en fonction du temps sont montrées figure 4.24 pour les trois champs magnétiques 0,05 T, 0,1 T et 0,15 T. Ces résultats sont comparés avec ceux des essais expérimentaux effectués avec les mêmes conditions.

La commutation de l'arc sur les rails n'a pas été observée pour tous les champs magnétiques avant son extinction.

En plus, sous un champ de 0,05 T les pieds d'arc restent dans la zone entre les contacts mobiles bien que le centre de la colonne d'arc sort. Ceci entraîne un allongement important de la colonne d'arc et par suite sa tension augmente et arrive à atteindre 800 V.

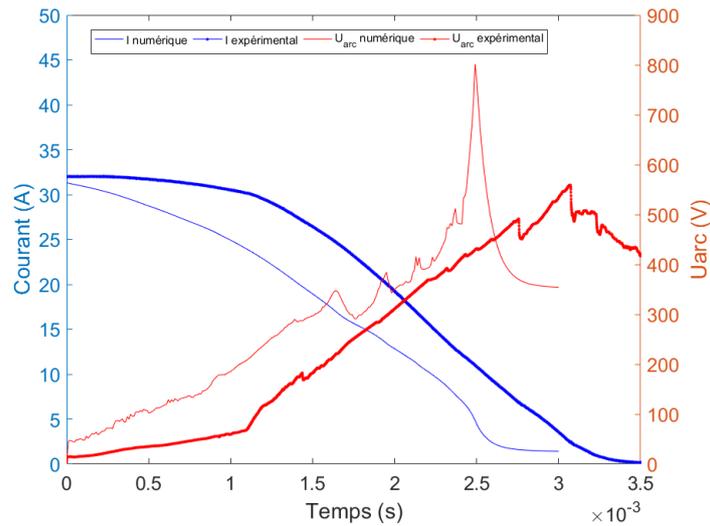
A noter que dans les essais expérimentaux les pieds d'arc arrivent toujours à sortir de la zone entre les contacts mobiles.

Pour un champ de 0,15 T la durée de l'arc est de 1,77 ms et la tension maximale de l'arc arrive à 771 V après 1,44 ms (la durée d'arc de l'essai est de 2 ms et la tension maximale est de 644 V atteinte après 1,9 ms). Pour un champ de 0,1 T la durée de l'arc augmente à 2,2 ms comparée à 2,66 ms dans l'essai et la tension maximale de l'arc arrive à 642 V pendant une durée de 1,9 ms comparée à 602 V pour l'essai atteinte après 2,3 ms. Les valeurs sont montrées tableau 4.2.

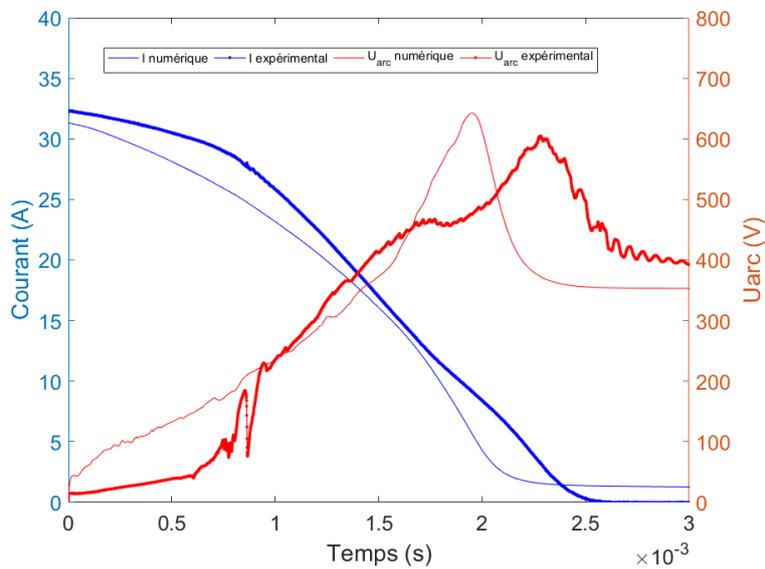
En comparant les trois figures ainsi que de 0,2 T (4.19 (a)) on voit que :

- en augmentant le champ externe la durée d'arc diminue. Avec les trois champs externes 0,2 T, 0,15 T et 0,1 T la différence entre la durée d'arc simulée et la durée d'arc expérimentale est entre 0,2 ms et 0,3 ms. On peut associer cette différence d'une part à la phase d'initiation de l'arc et son temps d'immobilité entre les deux contacts mobiles non simulés dans nos modèles. D'autre part, cette différence de 0,3 ms est observée entre deux essais expérimentaux effectués sous les mêmes conditions ;
- en augmentant le champ magnétique entre 0,1 T et 0,2 T la tension maximale atteinte par l'arc diminue. Cette tendance est aussi observée pendant les essais. De plus les tensions maximales atteintes par l'arc sont du même ordre de grandeur que celles obtenues dans les essais expérimentaux qui sont entre 600 V et 700 V ;
- l'allure de la tension d'arc est comparable à celle obtenue par les essais puisque la tension d'arc atteint un seul maximum, avant qu'elle rediminue pour atteindre la tension du générateur où l'arc s'éteint.

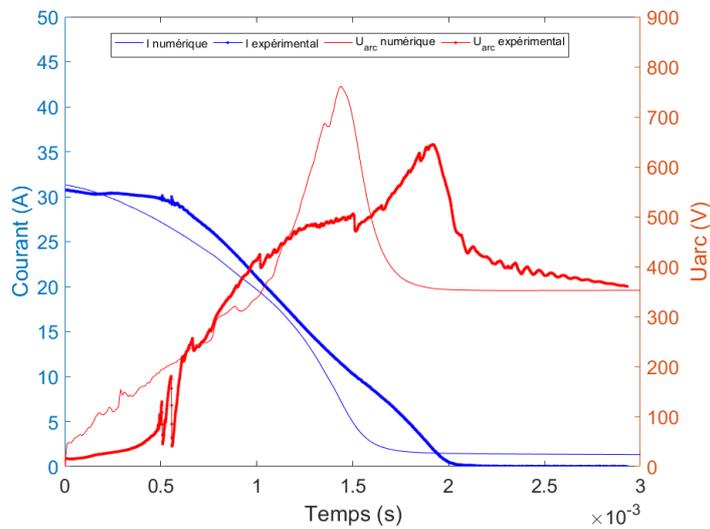
Par contre pour un champ de 0,05 T la différence entre la durée d'arc simulée et la durée d'arc expérimentale est de 0,5 ms et même la tension maximale atteinte par l'arc n'est pas comparable à celle des essais vu qu'elle augmente et arrive à 800 V au lieu de diminuer. Ceci pose question sur la validité des approximations prises pour la simplification des modèles CM (champ magnétique induit non calculé, ouverture d'arc de 5 mm, maillage moyen) pour un champ externe de 0,05 T ou inférieur.



(a) : 32 A avec un champ de 0,05 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s (tableau 2.2 : 8.1).



(b) : 32 A avec un champ de 0,1 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s (tableau 2.2 : 7.2).



(c) : 32 A avec un champ de 0,15 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s (tableau 2.2 : 6.1).

Fig. 4.24. Caractéristiques électriques pour le modèle CM : 32 A, 6,5 m/s, et les trois B_{externe} .
 Trait fin : simulation ; trait épais : essai.

Bexterne	Durée d'arc simulée	Durée d'arc expérimentale	U _{max} simulée	U _{max} expérimentale	Temps U _{max} simulée	Temps U _{max} expérimentale
(T)	(ms)	(ms)	(V)	(V)	(ms)	(ms)
0,2	1,6	1,8	773	728	1,2	1,7
0,15	1,8	2	771	644	1,4	1,9
0,1	2,2	2,5	642	602	1,9	2,3
0,05	2,7	3,3	800	557	2,5	3,1

Tab. 4.2. Durées d'arc et tensions maximales simulées comparées à celles des essais pour les quatre champs externes étudiés.

A noter que pour comparer avec les essais il faut négliger les recalages de l'arc sur les contacts mobiles observés après la sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles. Cela normalement vient d'un défaut sur les contacts mobiles (des pointes) où les pieds d'arc peuvent s'accrocher.

b) Distribution de la température et déplacement des pieds d'arc

Pour la distribution de température nous avons choisi le champ 0,1 T pour le comparer avec le champ 0,2 T présenté dans le paragraphe 4.2.5.1. Nous présentons la distribution de température dans le plan médian (x,z) de la chambre en fonction du temps figure 4.26.

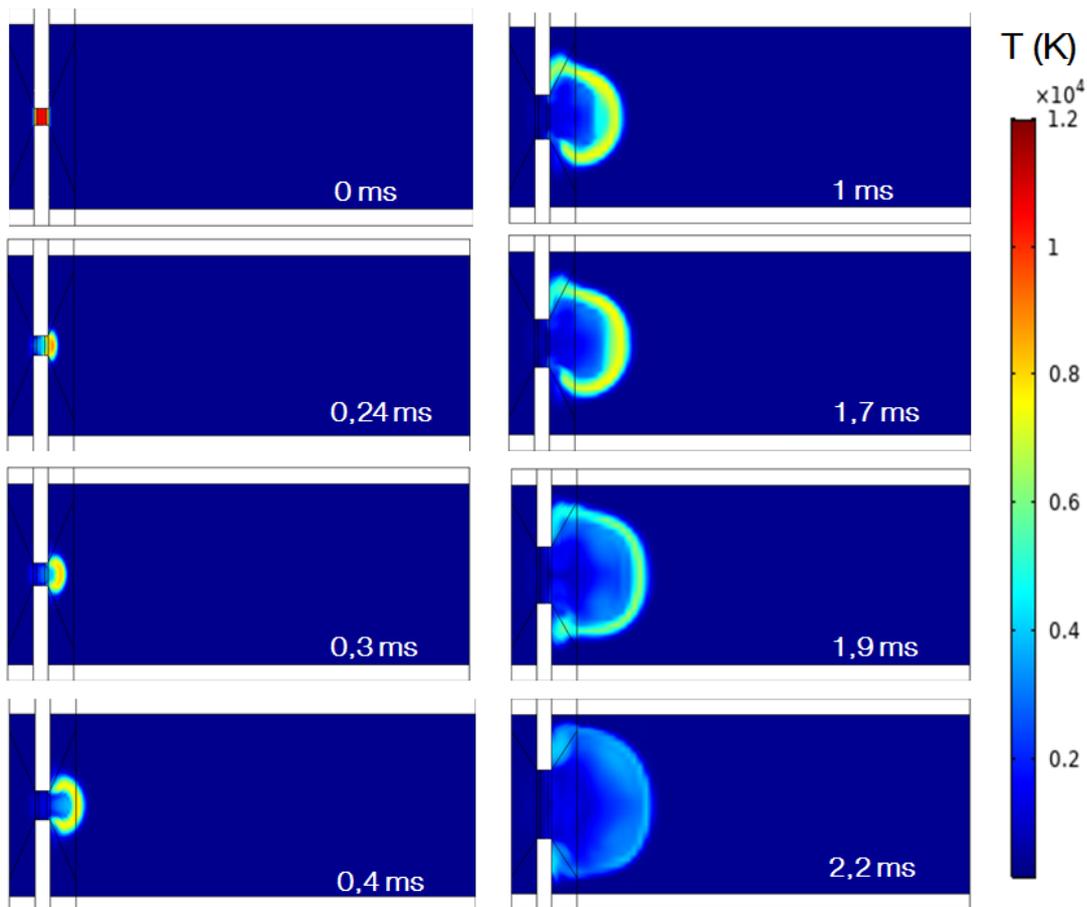


Fig. 4.26. Distribution de la température dans le plan médian (x,z) de la chambre de coupure en fonction du temps pour le modèle CM : 32 A, 0,1 T, 6,5 m/s.

On note pour la figure 4.26 les temps caractéristiques suivants :

0 ms : le temps d'initiation de l'arc ;

0,24 ms : le temps de sortie des contacts ;

1,9 ms : le temps où la tension d'arc atteint son maximum ;

2,2 ms : temps d'extinction de l'arc.

En comparant la distribution de la température en fonction du temps pour un champ 0,1 T à celui d'un champ 0,2 T figure (4.20 (a)) on voit bien que l'arc sous 0,1 T prend plus de temps pour sortir de la zone entre les contacts mobiles (0,24 ms) que sous un champ 0,2 T (0,1 ms). Cela est dû au fait que les forces magnétiques qui poussent l'arc vers l'extérieur diminuent. La colonne d'arc à la sortie a une température maximale de 6600 K pour un champ 0,1 T plus grande que 5800 K pour un champ 0,2 T, et elle occupe un volume plus grand. Cela explique pourquoi la température de la colonne d'arc à la sortie est plus grande pour un champ plus faible.

L'arc sous 0,1 T atteint sa tension maximale de 642 V à 2 ms avec une température maximale de 5500 K observée sur le front médian de l'arc.

En comparant à 0,2 T cette durée est plus grande (1,2 ms pour 0,2 T) et la tension maximale atteinte est plus petite (774 V pour 0,2 T) par contre la température maximale de l'arc à cet instant est la même mais pour 0,2 T la température maximale est observée dans les deux zones à proximité des électrodes.

Cette tension maximale de 642 V est suffisante pour éteindre l'arc après 0,2 ms.

c) Déplacement de l'arc électrique et intensité des forces volumiques qui agissent sur l'arc électrique

Les intensités des forces volumiques et le déplacement du centre de la colonne d'arc selon x dans le plan central de la chambre de coupure sont montrés figure 4.27 pour les trois champs externes.

Si on compare les figures 4.27 (a), (b) et (c) et 4.23 (a), on remarque que dans les quatre cas, les gradients de pression sont les forces les plus intenses observées et ils prennent des valeurs positives et négatives.

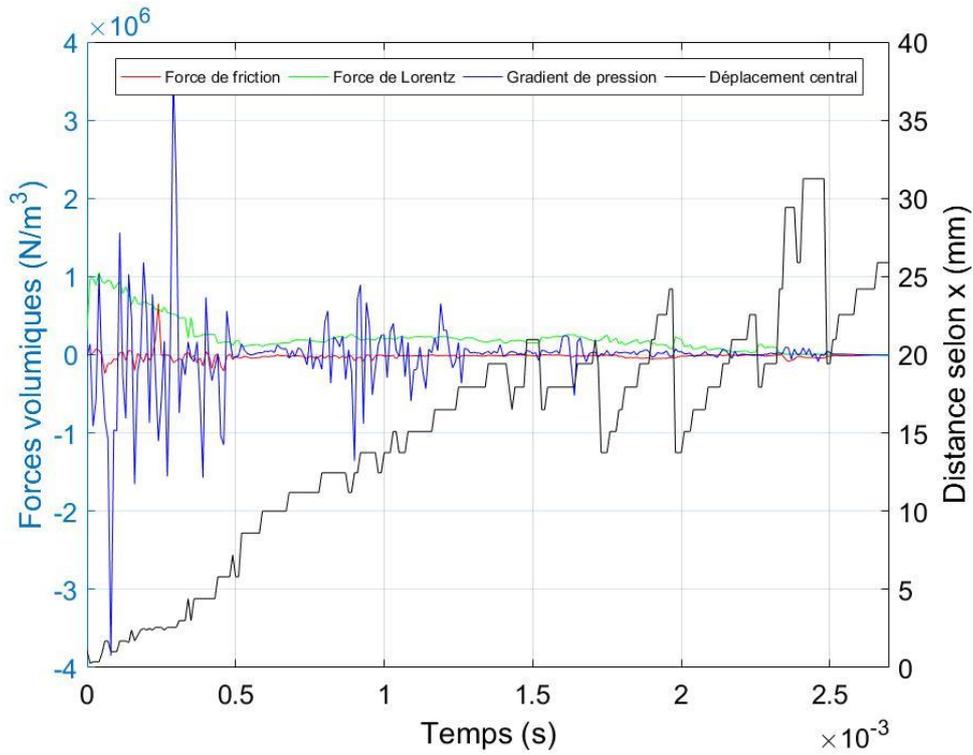
L'intensité de ces gradients ne dépend pas du champ externe. Ils ont des valeurs maximales entre $2,5 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ et $5 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ observées dans les quatre cas avant la sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles.

Aussi pour les quatre champs externes les forces de friction sont négligeables par rapport aux autres forces.

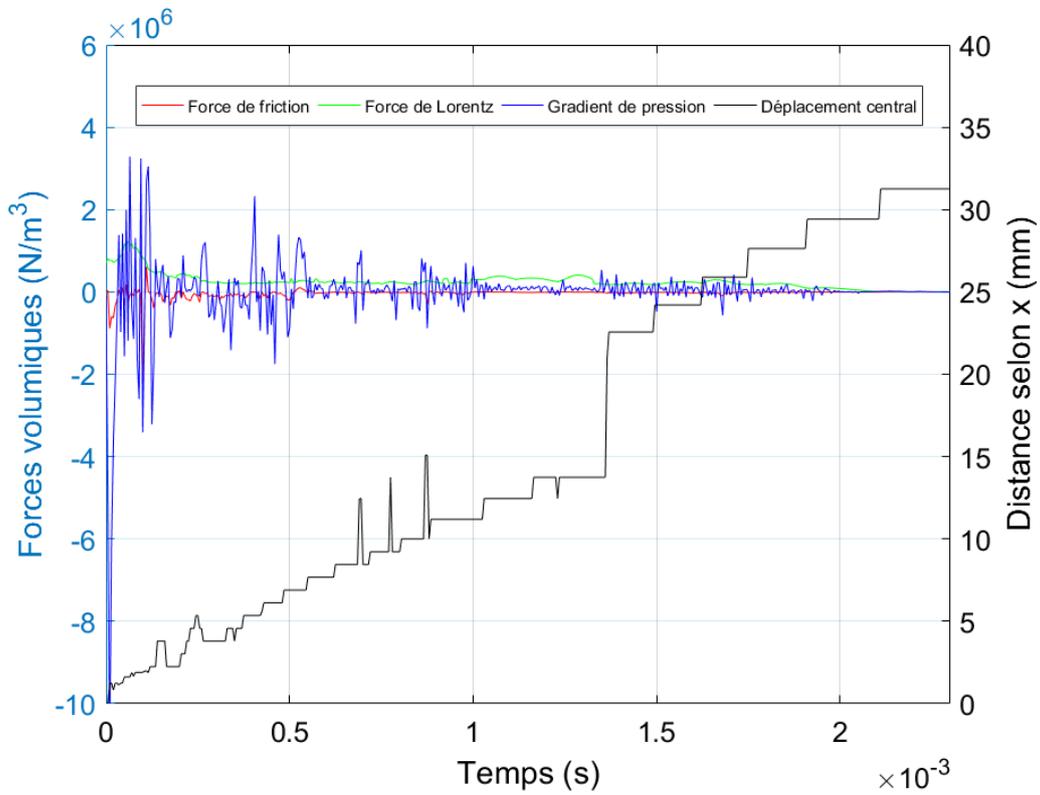
Pour 0,15 T les forces de Lorentz ont une intensité maximale de $9 \times 10^5 \text{ N/m}^3$ au début puis elles diminuent jusqu'à $6 \times 10^5 \text{ N/m}^3$ en moyenne tout au long du déplacement de la colonne d'arc.

Pour 0,1 T, les forces de Lorentz au centre de la colonne d'arc atteignent un maximum de $1,1 \times 10^6 \text{ N/m}^3$ à l'instant qui précède la sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles, puis elles diminuent jusqu'à une intensité de $4 \times 10^5 \text{ N/m}^3$ en moyenne tout au long du déplacement de la colonne d'arc.

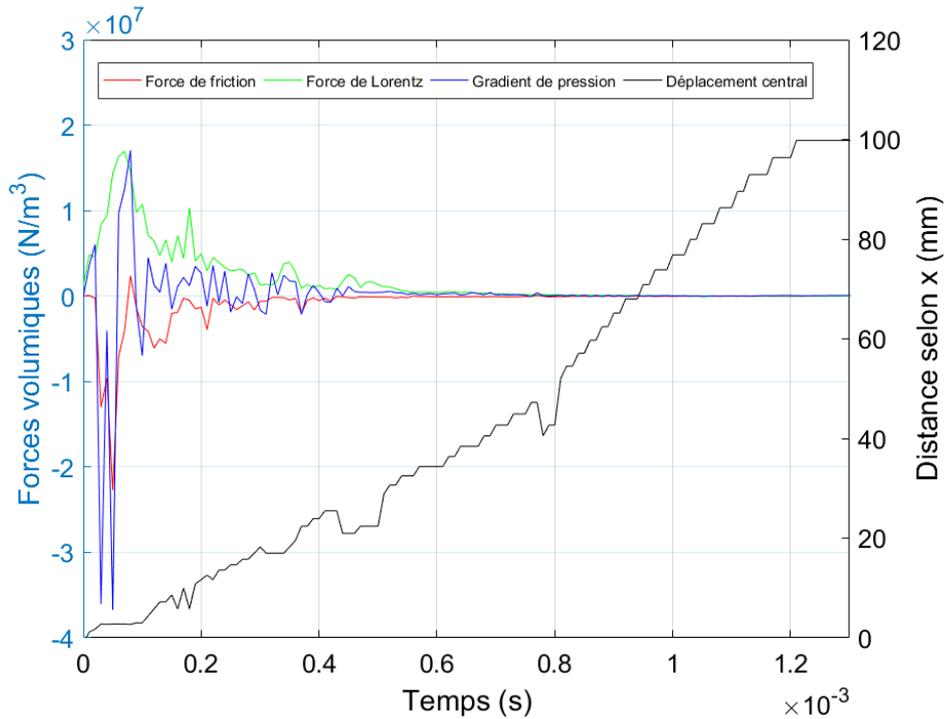
Ces forces ont des intensités nettement plus petites que celles pour 0,2 T où les forces de Lorentz ont une intensité entre 5×10^6 et 10^6 N/m³ pendant toute la durée d'arc.



(a) : 32 A avec un champ de 0,05 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.



(b) : 32 A avec un champ de 0,1 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.



(c) : 32 A avec un champ de 0,15 T et une vitesse d'ouverture de 6,5 m/s.

Fig.4.27. Les intensités des forces volumiques qui régissent le déplacement de l'arc dans le plan central de la chambre de la coupure pour le modèle CM : 32 A, 6,5 m/s et les trois B_{externe} .

Pour les trois champs 0,2 T, 0,15 T et 0,1 T la distance maximale atteinte par le centre de la colonne d'arc est entre 25 mm et 30 mm vu que dans tous les cas les pieds d'arc sont encore accrochés aux contacts mobiles. Ce qu'on déduit est que cette longueur est apparemment suffisante pour un allongement qui provoque l'extinction de l'arc. Par contre, le centre de la colonne d'arc arrive à cette distance pour des durées plus courtes quand le champ externe augmente.

4.2.5.3. Effet de l'échappement

On a réalisé une étude avec un échappement totalement ouvert en aval du déplacement de l'arc électrique. Pour cette étude, on a choisi de travailler avec un courant de 128 A, un champ externe de 0,2 T et une ouverture de 6,5 m/s. Le choix de ce courant vient du fait qu'on a voulu observer la commutation de l'arc sur les rails pour analyser l'effet de l'échappement sur le temps de commutation et sur le déplacement des pieds d'arc.

Cette simulation est comparée avec la simulation présentée dans le paragraphe 4.2.5.1 pour un courant de 128 A, un champ de 0,2 T, une vitesse d'ouverture de contacts de 6,5 m/s et sans échappement.

Les comparaisons sont faites pour les caractéristiques électriques, le déplacement des pieds d'arc et les forces volumiques.

a) Caractéristiques électriques

Les variations de la tension d'arc et de l'intensité du courant en fonction du temps sont montrées figure 4.30.

En comparant les deux figures 4.30 et 4.14 (b), on remarque que la durée de l'arc diminue de 2,2 ms (sans ouverture) à 1,25 ms (ouverture complète), et la tension maximale de l'arc arrive à 800 V au lieu de 500 V pendant une durée de 1 ms. Après avoir atteint 800 V, il y a une chute rapide de tension et l'arc s'éteint après 0,25 ms.

A noter que les résultats de ce modèle ne peuvent pas être comparés aux essais expérimentaux vu qu'on a un échappement beaucoup plus important ce qui pousse l'arc à s'allonger et s'éteindre plus vite.

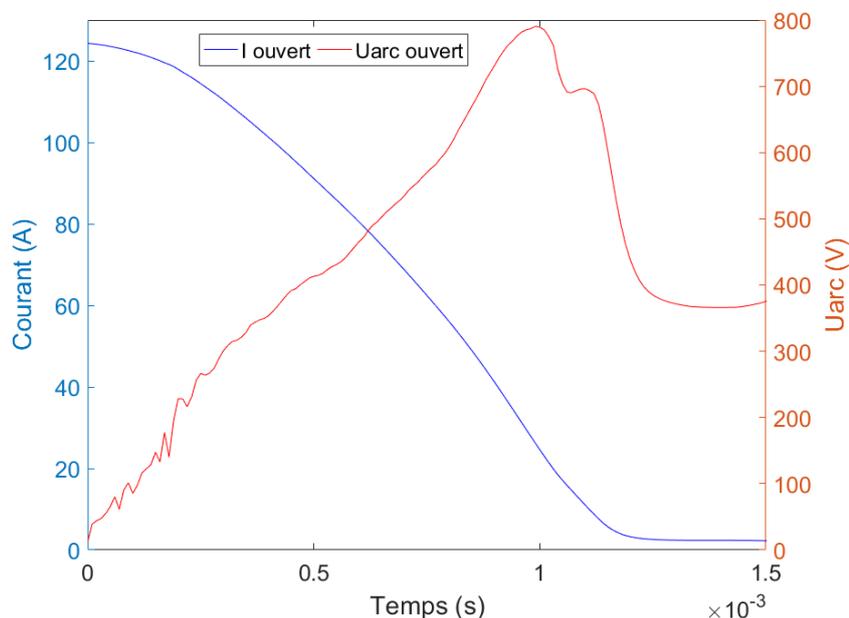


Fig. 4.30. Caractéristiques électriques pour le modèle CM 128A, 0,2 T, 6,5 m/s avec une ouverture complète.

b) Distribution de la température et déplacement des pieds d'arc

La figure 4.31 montre la distribution de température dans la chambre de coupure en fonction du temps et la figure 4.32 montre le déplacement des pieds d'arc selon l'axe x, la direction du déplacement de l'arc.

On note d'après les figures 4.31 et 4.32 les temps caractéristiques suivants :

0 ms : le temps d'initiation de l'arc ;

0,1 ms : le temps de sortie de l'arc de la zone entre les deux contacts mobiles ;

0,9 ms : le temps de commutation de l'arc sur les deux rails fixes ;

1 ms : le temps où la tension d'arc atteint son maximum 800 V ;

1,2 ms : temps d'extinction de l'arc.

En comparant la distribution de la température en fonction du temps avec le modèle sans échappement, on voit clairement que la colonne d'arc arrive à s'allonger beaucoup plus avec une ouverture complète en aval de son déplacement. En effet, le bouchage de l'échappement ne permet

pas aux gaz chauds de s'évacuer ce qui implique une montée en pression à l'intérieur de la chambre de coupure. Ceci augmente l'intensité des gradients dans le sens opposé au sens de déplacement d'arc, ce qui bloque son allongement.

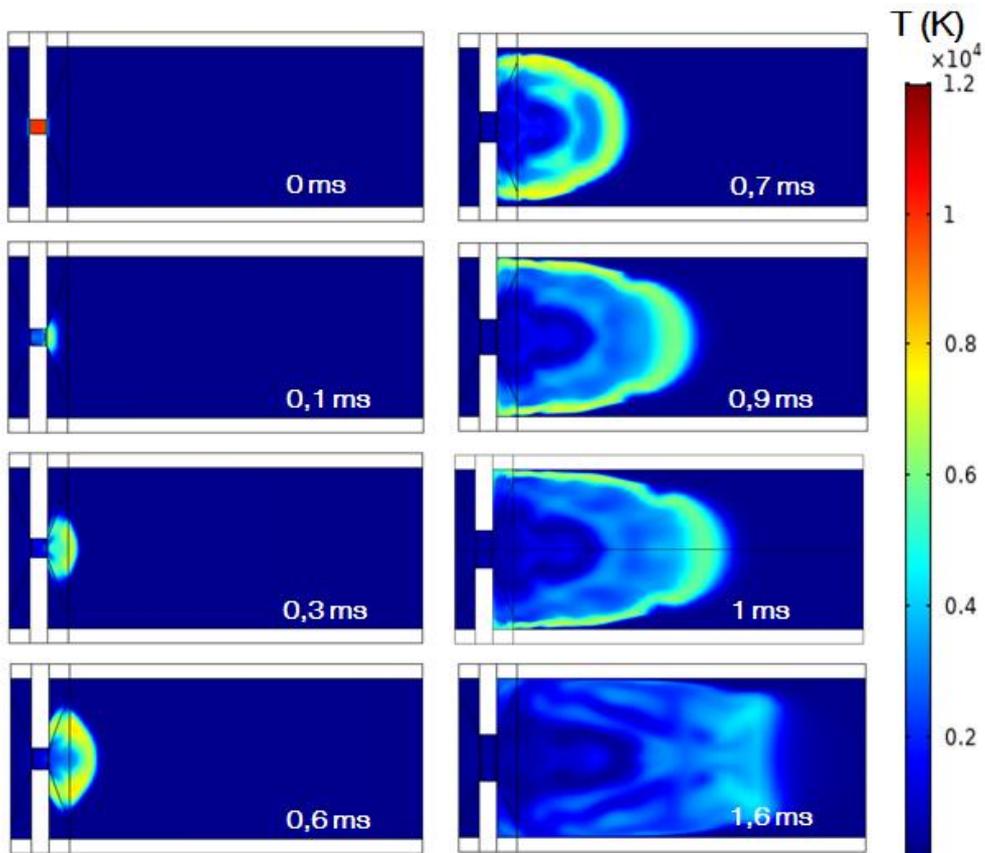


Fig. 4.31. Distribution de température de l'arc dans le plan médian (x,z) de la chambre de coupure en fonction du temps pour le modèle CM 128A, 0,2 T, 6,5 m/s avec une ouverture complète.

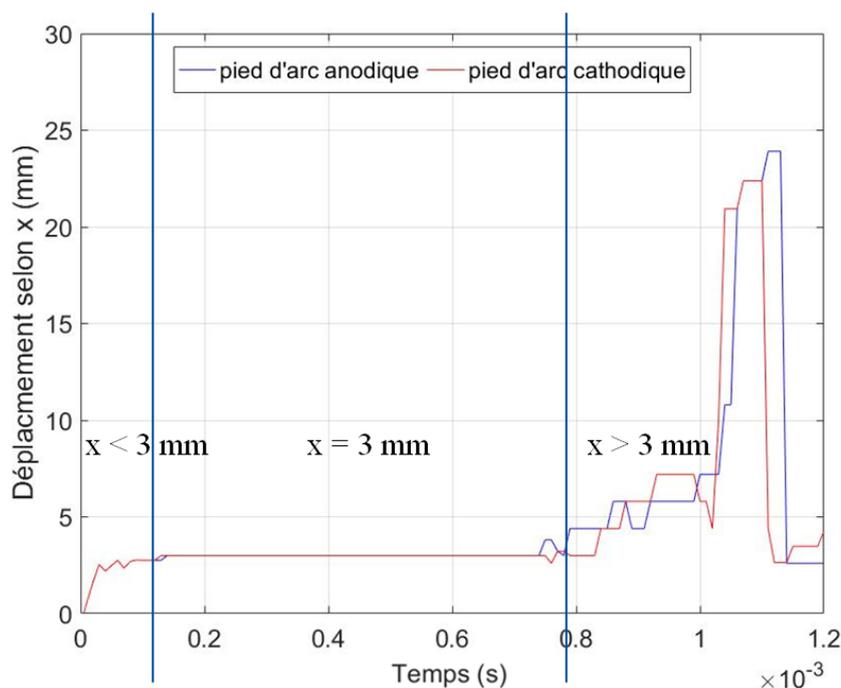


Fig.4.32. Déplacement des pieds d'arc sur l'anode et la cathode (contacts mobiles et rails) selon la direction x pour le modèle CM 128A, 0,2 T, 6,5 m/s avec une ouverture complète.

Le déplacement des pieds d'arc montré figure 4.32 indique un avancement dans la position selon x dans les trois zones (a), (b) et (c) sur l'anode et sur la cathode, jusqu'à 1,2 ms le moment d'extinction d'arc.

L'arc dans une chambre avec une ouverture complète a le même temps de sortie des contacts mobiles que dans une chambre entièrement fermée. Par contre la durée de commutation sur les rails est plus courte. Les pieds d'arc s'accrochent sur les deux rails à 0,73 ms et commutent totalement à 0,9 ms comparés à une chambre fermée où la commutation se fait à 1,1 ms.

Cela montre que les forces qui favorisent l'accélération de l'arc selon son sens de déplacement sont plus intenses pour une chambre totalement ouverte.

Les pieds d'arc continuent leur déplacement sur les rails avec une vitesse moyenne de 70 m/s (figure 4.32) plus grande que celle d'une chambre fermée et arrivent à une distance de 24 mm pendant 0,3 ms.

c) Intensité des forces volumiques qui agissent sur l'arc électrique

La figure 4.33 montre les intensités des forces volumiques qui agissent sur le déplacement du centre de la colonne d'arc dans le plan central (x,y) de la chambre de coupure (figure 4.27) selon la direction x .

Les résultats de la figure 4.33 comparés avec ceux de 4.23 (b) pour une chambre fermée montrent que dans les deux cas la force de Lorentz est la force principale qui accélère le déplacement de centre de la colonne d'arc. Les forces de Lorentz ont presque la même intensité en fonction du temps pour les deux chambres.

Les forces de friction qui agissent toujours négativement contre le déplacement sont moins intenses pour une chambre ouverte que pour une chambre fermée.

Dans la chambre totalement ouverte, les intensités des gradients de pression sont plus importantes soit négativement soit positivement, et elles atteignent $1,6 \times 10^7$ N/m³ positivement et $3,5 \times 10^7$ N/m³ négativement. Ces grandes variations sont observées au moment où la colonne d'arc est encore dans la zone des contacts mobiles. Il faut noter que les gradients de pression atteignent deux fois des valeurs négatives maximales de $-3,5 \times 10^7$ N/m³ pendant cette phase, ce qui explique pourquoi le temps de sortie de la zone mobile est le même dans les deux cas (0,1 ms).

Après la sortie de l'arc de cette zone, les gradients de pression ont une intensité plus importante pour une chambre ouverte que pour une chambre fermée, $0,3 \times 10^7$ N/m³ pour une chambre ouverte comparée à une valeur négligeable pour une chambre fermée. Ils sont observés plus souvent positifs ce qui accélère l'avancement de la colonne d'arc au centre de la chambre de coupure.

Par suite, le centre de la colonne d'arc arrive à un déplacement de 100 mm après 1,2 ms ce qui favorise l'extinction de l'arc. Cette valeur est le double de celle observée pour une chambre fermée.

Donc, après la comparaison entre les deux chambres, on peut conclure que la propagation et l'allongement de l'arc sont observés beaucoup plus importants pour une chambre ouverte que pour une chambre fermée, vu que les gradients de pression agissent la plupart du temps dans le bon sens du déplacement de l'arc. En plus les forces de friction qui s'opposent à l'avancement sont moins intenses pour une chambre ouverte. L'augmentation de la vitesse de déplacement d'arc quand le

taux d'échappement augmente est montré dans plusieurs études présentées dans la bibliographie du chapitre 2 (paragraphe 2.1.4)

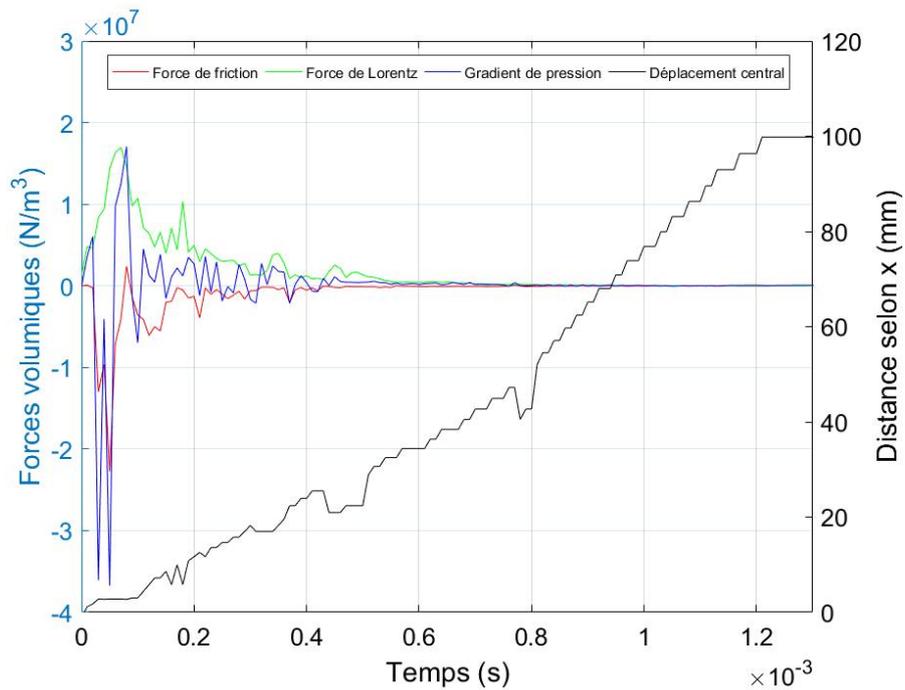


Fig.4.33. Les intensités des forces volumiques qui régissent le déplacement de l'arc électrique dans le plan central de la chambre de la coupure pour le modèle CM 128A, 0,2 T, 6,5 m/s avec une ouverture complète.

4.3. Conclusion sur les simulations numériques

Dans ce chapitre, on a présenté les modèles MHD qui simulent le déplacement du plasma d'arc.

La première partie concerne des modèles simples qui étudient le déplacement de l'arc entre deux rails rectangulaires et parallèles. Les résultats montrent que le champ induit par l'arc et le courant qui circule dans les électrodes a une intensité négligeable par rapport au champ externe qu'on applique. Ceci nous a permis de simplifier le calcul du champ magnétique induit dans les modèles plus complexes qui utilisent le maillage mobile.

La deuxième partie présente les simulations qui étudient l'ouverture des contacts et l'allongement de l'arc. Des études paramétriques sur le champ magnétique externe, l'intensité du courant et l'échappement sont réalisées.

Ces modèles ont montré que l'augmentation du courant implique une augmentation de la conductivité électrique, ce qui peut maintenir l'arc plus longtemps si l'énergie produite par l'effet Joule n'est pas évacuée de la chambre. Du coup, la durée d'arc d'un courant de 32 A est observée plus courte que de celle de 128 A sous le même champ externe. Deuxièmement, on a vérifié qu'en augmentant le champ magnétique la durée d'arc diminue. Finalement, on a montré que l'augmentation du taux d'échappement dans la chambre de coupure à l'aval de la colonne d'arc permet un déplacement de la colonne d'arc plus rapide, ce qui réduit le temps de commutation du plasma d'arc sur les rails et la durée d'arc.

Conclusions et perspectives

Les plasmas d'arc ont fait l'objet de nombreuses études au cours des dernières années, vu leur utilité et leur intégration dans de nombreuses applications, surtout industrielles. L'arc électrique se produit naturellement dans les briques coupures à l'ouverture des contacts. Ceci pousse les entreprises qui produisent des appareils de coupure à investir dans son étude pour mettre le plus possible à profit les connaissances afin de mieux maîtriser son mouvement dans les chambres de coupure et ainsi améliorer leurs produits.

Le but de ce travail est de contribuer à l'étude du comportement d'un arc électrique face à un fort champ magnétique externe pour des interrupteurs DC basse tension. La problématique est abordée par deux méthodes : numérique et expérimentale.

Dans le premier chapitre, nous avons montré l'utilité du courant continu et la progression de son utilisation pendant les dernières années au niveau basse tension due en partie à l'essor de la production d'énergie photovoltaïque. Cette progression demande un développement des appareillages d'interruption et de sectionnement en DC pour assurer le bon fonctionnement et la sécurité des réseaux. Par contre la coupure en DC demande des performances différentes de celles en AC. Notamment nous avons décrit la méthode de soufflage par les forces magnétiques utilisée dans l'interrupteur industriel PV2 étudié. Enfin dans ce chapitre, on a présenté l'interrupteur industriel, on a introduit ses différents éléments avec une description de la chambre de coupure à l'intérieur et on a décrit comment le soufflage magnétique se fait à l'intérieur de la chambre de coupure à l'aide d'un aimant permanent intégré.

Dans le deuxième chapitre, nous avons présenté le banc d'essai réalisé entièrement pendant cette thèse. Le banc reproduit la chambre de coupure industrielle dans l'interrupteur PV2 à une échelle plus grande pour étudier le mouvement de l'arc électrique. La création de l'arc se fait par l'écartement de deux contacts mobiles avec un mouvement de translation. Le mécanisme d'ouverture choisi permet de faire varier la vitesse d'ouverture des contacts et de contrôler l'instant d'ouverture. Le banc d'essai est alimenté par un circuit RL relié à un contacteur pour piloter le temps d'alimentation. L'apport essentiel de ce banc est la possibilité d'introduire un fort champ magnétique extérieur à l'aide d'une bobine de Helmholtz. La conception de la bobine est réalisée d'après une étude théorique et numérique afin de trouver un dimensionnement adéquat qui nous permet d'avoir un champ magnétique uniforme le long de la chambre de coupure avec la possibilité de faire varier son intensité jusqu'à 0,2 T. Le mouvement de l'arc au sein de la chambre de coupure est observé avec une caméra rapide, et les essais sont étudiés avec des mesures électriques synchronisées avec les acquisitions de la caméra. Des études paramétriques sont établies pour l'analyse des effets du champ magnétique externe sur le mouvement de l'arc en fonction de l'intensité du courant et de la vitesse d'ouverture des contacts. Les analyses sont faites sur les temps caractéristiques de la coupure (temps d'immobilité, temps de commutation et durée d'arc).

Les études ont montré que le champ magnétique externe favorise en premier lieu la coupure de l'arc pour des durées de moins de 6 ms dans des cas où la coupure ne peut être établie, et en deuxième lieu, il favorise la possibilité de faire commuter l'arc sur les rails fixes avant l'ouverture complète des contacts. En faisant varier l'intensité du champ externe entre 0,05 T et 0,2 T, les résultats

confirment que l'augmentation de l'intensité du champ diminue la durée de sortie de l'arc de la zone des contacts mobiles, les temps de commutation sur les rails et les durées de l'arc électrique. Pour étudier l'effet du courant, des tests sont effectués pour 32 A, 64 A et 128 A. L'augmentation de l'intensité du courant augmente l'intensité des forces magnétiques. Ces dernières augmentent la vitesse de l'arc dans le sens de son déplacement, et du coup l'allongement de l'arc selon la direction de son déplacement augmente. Par contre, cela n'implique pas toujours une diminution de la durée d'arc surtout que le déplacement des pieds d'arc sur les contacts mobiles est perpendiculaire au sens de déplacement de l'arc. Par suite, les tests ont montré que pour un courant de 32 A, la durée de l'arc est toujours plus petite que celle de 64 A et 128 A. Cependant entre ces deux derniers la tendance n'est pas toujours observée. Les résultats montrent que pour chaque courant, il faut un champ magnétique externe minimal capable de favoriser la coupure en un temps réduit. Et, pour des valeurs supérieures du courant, il faut augmenter ce champ minimal. Entre l'intensité du champ magnétique externe et la vitesse d'ouverture des contacts, on n'a pas déduit une relation à partir des essais, dû au fait que l'arc électrique soumis à un fort champ quitte la zone entre les deux contacts mobiles dans une durée de quelques microsecondes et c'est dans cette phase là que la vitesse d'ouverture des contacts joue le rôle le plus important.

Dans le troisième chapitre, nous avons présenté les connaissances de base et les outils théoriques qui permettent la modélisation tridimensionnelle d'un plasma d'arc dans une chambre de coupure. En fait, dans le cadre de la collaboration avec Socomec l'objectif essentiel est d'une part établir un modèle qui simule le plasma d'arc par des équations et des configurations simples, et d'autre part, calculer les tensions aux bords des électrodes et la variation du courant dans le circuit pour pouvoir les comparer avec les essais expérimentaux. Pour cela, on a choisi le système d'équations MHD qui simule le plasma d'arc dans le cadre de l'hypothèse de l'ETL. Les équations MHD combinent la dynamique des fluides décrite par les équations de Navier-Stokes compressibles et l'électromagnétisme décrit par les équations de Maxwell. En plus des équations MHD on a intégré dans notre modèle un circuit extérieur RL pour alimenter la chambre de coupure, ainsi la tension d'arc et l'intensité du courant sont calculées directement par la loi des mailles. Les propriétés thermodynamiques et les coefficients de transport d'un plasma d'air à l'ETL sont décrits en fonction de la température.

Les gaines à proximité des électrodes qui sont hors équilibre thermodynamique sont prises en compte par des conditions simples d'échange énergétique imposées sur les interfaces entre les électrodes et le plasma.

Dans le quatrième chapitre, les simulations qui étudient le déplacement de l'arc en se basant sur le système d'équations MHD sont présentées.

Dans un premier temps, des cas simplifiés ont été mis en œuvre afin de valider les modèles et de pouvoir choisir les paramètres qu'on peut négliger dans les modèles les plus complexes. Alors, des modèles qui simulent uniquement le déplacement de l'arc entre deux rails sont présentés avec une description du maillage utilisé et des conditions initiales et aux limites. Les résultats de ces modèles nous ont permis de négliger le calcul du champ magnétique induit dans les modèles plus complexes qui utilisent le maillage mobile. Dans un deuxième temps, les modèles qui simulent l'ouverture des contacts et l'allongement de l'arc pendant l'ouverture puis sa commutation sur les rails sont présentés. Des études paramétriques sur le champ externe, l'intensité du courant, la vitesse d'ouverture des contacts et l'échappement sont réalisées. Les résultats numériques montrent une bonne adéquation avec les résultats expérimentaux pour estimer la durée d'arc, les tensions

maximales atteintes, et surtout les tendances tirées sur l'effet du champ externe et l'intensité du courant. Aussi dans ces modèles, on a montré que l'augmentation du courant implique une augmentation de l'effet Joule ce qui crée des zones avec des conductivités électriques élevées suffisantes pour maintenir l'arc plus longtemps. Et donc, il est nécessaire pour des courants élevés de créer des échappements en aval du déplacement d'arc pour évacuer l'énergie produite par l'effet Joule et ainsi éteindre l'arc. De plus, on a vérifié que pour un courant de 32 A, l'allongement de l'arc sous fort champ magnétique permet de l'éteindre avant qu'il ne commute sur les rails. Ce phénomène est utilisé dans la chambre de coupure industrielle où l'arc s'éteint par soufflage magnétique lorsqu'il est entre les contacts mobiles. Finalement, l'augmentation du taux d'échappement dans la chambre de coupure à l'aval de la colonne d'arc permet un déplacement des pieds d'arc plus rapide et un allongement plus grand de la colonne d'arc, ce qui réduit considérablement le temps de commutation de l'arc sur les rails et la durée d'arc pour un même champ magnétique externe. Ces modèles sont faits avec des simplifications sur les phénomènes aux électrodes et le calcul du champ magnétique induit. Les durées de calcul de chaque simulation sont de trois jours en moyenne ce qui est acceptable pour l'entreprise qui cherche à trouver des tendances par les simulations numériques dans des délais raisonnables. Il faut noter que les simplifications sont acceptables uniquement pour des champs externes très intenses, *i.e.* supérieurs à 0,05 T.

Le banc d'essai conçu lors de ce travail ouvre les portes sur d'autres perspectives. La conception du banc d'essai et sa construction ont nécessité beaucoup de temps, et les essais effectués nécessitent l'occupation d'une plateforme du Tesla-Lab pas toujours libre. De fait, de nombreuses potentialités offertes par ce dispositif n'ont pas encore été explorées. En premier lieu, des tests ont été effectués sur l'effet de l'échappement en faisant varier les surfaces des zones de sortie de la paroi externe. Par contre, les résultats ont besoin d'être analysés, et du coup n'ont pas été inclus dans cette thèse. En deuxième lieu, une des parois fabriquée permet l'intégration de deux capteurs de pression pour l'analyse de la répartition de la pression dans la chambre de coupure à la traversée de l'arc. Les résultats de pression donnés par ces capteurs pourront être analysés et comparés avec ceux obtenus par les simulations. Enfin, des études sur l'effet de la distance entre les parois et le volume de la chambre de coupure peuvent être établies vu que les positions des parois et les dimensions de la chambre sont variables. A long terme, les éléments du banc (parois, électrodes) peuvent être modifiés ce qui permet des études sur leur ablation et ainsi la composition du gaz environnant et son effet sur le mouvement d'arc.

Parallèlement, les simulations numériques présentées dans ce manuscrit supportent plusieurs améliorations de modèles. Notre but dans ce travail était de construire des modèles simples qui ne consomment pas beaucoup de temps de calcul afin de pouvoir d'une part effectuer une série d'études paramétriques sur plusieurs variables et d'autre part permettre à l'entreprise de profiter de ces modèles avec des systèmes d'équations, des conditions et des géométries pas trop complexes mais qui permettent de conforter les résultats des tests expérimentaux et de donner des explications aux résultats observés dans des délais de temps acceptables (3 à 4 jours).

Cependant, nous citons dans la suite les améliorations qu'on peut apporter à ces modèles afin de s'approcher le plus possible de la réalité et prendre en compte une modélisation plus fine des phénomènes physiques qui entrent en jeu.

1- Les mailles qui correspondent à la zone du maillage mobile dans les modèles CM sont trop serrées entre les deux contacts mobiles au début, mais elles s'étirent au fur et à mesure que les contacts s'écartent. Ceci réduit la qualité des mailles. Pour des travaux prochains, il serait important de réaliser un maillage adaptatif au mouvement des contacts. De même, une autre méthode proposée par d'autres logiciels de calcul est le « layering ». Il s'agit de créer ou supprimer une couche de mailles au niveau d'une surface pour respecter la taille des cellules. Malheureusement cette méthode n'est pas encore proposée avec COMSOL.

2- Les phénomènes qui se déroulent dans les gaines anodique et cathodique sont simplifiés par des conditions aux limites de transfert d'énergie. Pour des travaux ultérieurs, il serait intéressant de prendre en considération ces zones comme des domaines de calcul séparés et calculer l'équation de conservation d'énergie dans ces zones pour des cas hors équilibre.

3- Le champ magnétique externe est imposé aux domaines de calcul comme une constante. Cela reproduit le champ magnétique généré par la bobine de Helmholtz dans le banc qui est uniforme tout au long de la chambre de coupure. Cependant, dans l'interrupteur industriel le champ magnétique externe est généré par un aimant et son intensité varie dans la chambre. Pour cela, il faut simuler un champ magnétique généré par un aimant pour des prochains travaux.

4- La géométrie étudiée dans les modèles correspond à celle du banc d'essai. Cette géométrie est prise plus grande que celle de l'interrupteur industriel pour pouvoir visualiser le déplacement d'arc. Cependant le but final de ce travail est d'être capable de simuler le déplacement d'un plasma d'arc dans des configurations industrielles pour permettre à l'entreprise d'économiser sur les coûts des essais expérimentaux et de réduire l'effort de développement des nouveaux produits.

Références

- [Abda17] Youssef Abdo, V. Rohani, F. Cauneau, L. Fulcheri, « New perspectives on the dynamics of AC and DC plasma arcs exposed to cross-fields », *Journal of Physics D : Applied Physics*, vo. 50, no.6, pp. 14, 2017.
- [Abdb17] Youssef Abdo, V. Rohani, F. Cauneau, L. Fulcheri, « Nouvelles perspectives dans l'étude de la dynamique des arcs AC et DC soumis à des champs transversaux », vo.3, no.2, *JITIPEE*, 2017.
- [Alm08] N A Almeida, M S Benilov & G V Naidis, « Unified modelling of near-cathode plasma layers in high-pressure arc discharges », *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 41, no. 24, pp.26, 2008.
- [And95] Pascal André, Thèse : « Etude de la composition et des propriétés thermodynamiques des plasmas thermiques à l'équilibre et hors d'équilibre thermodynamique », Université Blaise Pascal, LAEPT, 1995.
- [Ans09] Guillaume Ansanay-Alex thèse : « Un schéma éléments finis non-conformes / volumes finis pour l'approximation en maillages non-structurés des écoulements à faible nombre de Mach », IRSN, pp. 138, 2009.
- [Bel85] Elia M. Belbel and Michel Laubaire, « Behavior of Switching Arc in Low-Voltage Limiter Circuit Breakers », *IEEE CHMT.*, vol. 8, no. 1, 3-12, 1985.
- [Bau99] Jean-Marc Bauchire, JJ Gonzalez & P Proulx, « Modelling of the plasma-particle interactions in a plasma jet », *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 32, no. 6, pp. 675–681, 1999.
- [Bau04] Fulbert Baudoin, Thèse : « Contribution à la modélisation d'un arc électrique dans les appareils de coupure basse tension », Université Blaise-pascal, Clermont II, 2004.
- [Ben16] M S Benilov, N A Almeida, M Baeva, « Account of near-cathode sheath in numerical models of high-pressure arc discharges », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 49 , pp 12, 2016
- [Bij18] Bijen R. Shrestha, Ujjwol Tamrakar, « Efficiency and Reliability Analyses of AC and 380 V DC Distributions in Data Centers », *IEEE Access*, pp. 63305-63315, vol. 6, 2018.
- [Bla03] A. Blais, P. Proulx, M.I. Boulos, « Three-dimensional numerical modelling of a magnetically deflected dc transferred arc in argon », *J. Phys. D.: Appl. Phys.*, vol. 36, pp 488-496, 2003.
- [Bou94] Maher I. Boulos, Pierre Fauchais, Emil Pfender, « Thermal Plasmas Fundamentals and Applications », Volume 1, Springer Science+Business Media, LLC, 1994.
- [Bri90] Pierre Brissoneau, « Aimants permanents principes et circuits magnétiques », *Techniques de l'ingénieur*, pp 30, D209-3,1990.
- [Bro09] Michel Brochard, Thèse: « Modèle couplé cathode-plasma-pièce en vue de la simulation du procédé de soudage à l'arc tig », Aix-Marseille 1, Université de Provence, CEA Saclay, Commissariat à l'Énergie Atomique, 2009.

[CHE08] Laurent Chemartin , Thèse : « Modélisation des arcs électriques dans le contexte du foudroiement des aéronefs », Université de Rouen, 2008.

[Cle19] Cleantechica, « BNEF Revises Global Energy Storage Forecast Upward To 2,850 GWh By 2040 » Available: <https://cleantechica.com/2019/08/01/bnef-revises-global-energy-storage-forecast-upward-to-2850-gwh-by-2040/>

[Cle19] « Solar + Storage Half The Cost Of Gas Peaker Plants », Available: <https://cleantechica.com/2019/01/13/solar-storage-half-the-cost-of-gas-peaker-plants-8minuteenergy>

[Com] Comsol Multiphysics User's Guide.

[Cre01] Y Cressault, Thèse : « Propriétés des plasmas thermiques dans des mélanges Argon-Hydrogène-Cuivre », Université Paul Sabatier de Toulouse, 2001.

[EDF20] « West Burton : le pilotage d'une méga-batterie de 49 MW permet de soutenir le système électrique britannique », Available : <https://www.edf-sf.com/west-burton-le-pilotage-dune-mega-batterie-de-49-mw-permet-de-soutenir-le-systeme-electrique-britannique,2020>.

[EU19] « EU solar boom: over 100% solar market increase in 2019 », Available: <https://www.solarpowereurope.org/eu-solar-boom-over-100-solar-market-increase-in-2019/>

[Fau00] Pierre Fauchais, « Gaz ionisés et plasmas », techniques de l'ingénieur, Réf. : AF3560 V1, 2000.

[Fau09] Pierre Fauchais, « Plasmas thermiques : aspects fondamentaux », Techniques de l'ingénieur, pp 18, D2810, 2009.

[FPV] « Fuserbloc gPV » Available : https://www.socomec.fr/gamme-applications_photovoltaiques_fr.html?product=/fusibles-pv_fr.html&view=technical#technical.

[Fre11] Freton P, Gonzalez J J, Masquere M & Reichert F, « Magnetic field approaches in dc thermal plasma modelling », Journal of Physics D: Applied Physics, vol. 44, no. 34, 2011.

[Gle05] A. Gleizes, J. J. Gonzalez & P. Freton, « Thermal plasma modelling », Journal of Physics D: Applied Physics, vol. 38, no. 9, page R153, 2005.

[Gon93] J.-J. Gonzalez, A. Gleizes, P. Proulx, M. Boulos, « Mathematical modeling of a free-burning arc in the presence of metal vapour », J. Appl. Phys. 74, 5, 3065-3070, 1993.

[Hel35] G Heller, « Dynamical similarity laws of the mercury high pressure discharge », Physics, vol. 6, no. 12, pp 389–394, 1935.

[Hsu83] Hsu K.C. and Pfender E, « Analysis of the cathode region of a free-burning high intensity argon arc », J. Appl. Phys., vol. 54, pp. 3818–3823, 1983.

[Iea19] « Renewables 2019 Market analysis and forecast from 2019 to 2024 », Available : <https://www.iea.org/reports/renewables-2019>.

[IEC1] IEC 60947-1 « Appareillage à basse tension – Partie 1: Règles générales ».

[IEC12] IEC 60364-7-712, « Installations électriques des bâtiments - Règles pour les installations et emplacements spéciaux - Alimentations photovoltaïques solaires ».

[IEC2] IEC 60947-2, « Appareillage à basse tension - Disjoncteurs ».

- [IEC3] IEC 60947-3, « Appareillage à basse tension - Interrupteurs sectionneurs interrupteurs sectionneurs et combinés-fusibles ».
- [Insys] « Inosys LBS Interrupteurs-sectionneurs pour applications DC et PV », Available : https://www.socomec.fr/interrupteurs-sectionneurs-applications-photovoltaiques_fr.html
- [Ise20] « Photovoltaics report », Available : <https://www.ise.fraunhofer.de/content/dam/ise/de/documents/publications/studies/Photovoltaics-Report.pdf>, 2020
- [Jon13] Kristopher Jones, « AC versus DC Power Distribution in the Data Center », Available : <https://pdfs.semanticscholar.org/1c44/011178b83563492e666445942018bb38b460.pdf>, 2013.
- [Kar98] Frank Karetta and Manfred Lindmayer, « Simulation of the Gasdynamic and Electromagnetic Processes in Low Voltage Switching Arcs », IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part A, vol. 21, no. 1, pp. 96-103, 1998.
- [Lag04] Frédéric LAGO, Thèse : « Modélisation de l'interaction entre un arc électrique et une surface : application au foudroiement d'un aéronef », Toulouse 3, 2004.
- [Lee82] A. Lee, Y. Chien, P. Koren, « High current arc movement in a narrow insulating channel », IEEE Trans. Comp., Hybrids, Manufact., Technol., vol. 5, no. 1, 1982.
- [Len17] Lenoir, « Lenoir Elec High Power Switches » Available : https://www.lenoir-elec.com/files/Lenoir_Elec_FA_off-Load_Switches_2017.pdf.
- [Lin06] Manfred Lindmayer, Erik Marzahn, Alexandra Mutzke, Thomas Ruther, Matthias Springstube, « The Process of Arc-Splitting Between Metal Plates in Low Voltage Arc Chutes », IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, vol. 29, issue: 2 , 2006.
- [Lin98] Manfred Lindmayer, Joachim Paulke, « Arc motion and pressure formation in low voltage switchgear », IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies : part A, vol. 21, Issue: 1, 1998.
- [Lis18] Marina Lisnyak, Thèse : « Theoretical, numerical and experimental study of DC and AC electric arcs », GREMI, UO - Université d'Orléans, 2018.
- [Lis17] Marina Lisnyak, M. Cunha, Jean-Marc Bauchire, Mikhail Benilov, « Numerical modelling of high-pressure arc discharges: matching the LTE arc core with the electrodes », Journal of Physics D: Applied Physics, IOP Publishing, vo. 31, no. 50, 2017.
- [Low74] JJ Lowke, « Predictions of arc temperature profiles using approximate emission coefficients for radiation losses », Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer, vol. 14, no. 2, pp 111–122, 1974.
- [Luc17] Luc Lechevallier, Jean-Marie Le Breton, Philippe Tenaud, Antoine MOREL, Serge BRASSARD, « Aimants permanents - Applications et perspectives », Techniques de l'ingénieur, D2102 V1, 2017.
- [Mal12] Malik I. Al-Amayreh, Harald Hofmann, Ove Nilsson, Christian Weindl, Antonio R. Delgado, « Arc Movement Inside an AC/DC Circuit Breaker Working With a Novel Method of Arc Guiding: Part II—Optical Imaging Method and Numerical Analysis », IEEE Transactions On Plasma Science, vol. 40, no. 8, 2012.

- [Man13] Vincent Manet, « Méthode des éléments finis », Livre Available : <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/3.0/deed.fr>, 2013.
- [Man88] H. Manhart, W. Rieder, « Arc Mobility on New and Eroded Ag/CdO and Ag/SnO₂ Contacts », Proc. 34th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pp. 47- 56, 1988.
- [Mcb02] John W. McBride, Kesorn Pechrach, « Arc Motion and Gas Flow in Current Limiting Circuit Breakers Operating With a Low Contact Switching Velocity », IEEE Trans. Comp. Pack. Technol., vol. 25, no. 3, 427-433, 2002.
- [Mcn06] Mcnichol T, « AC/DC: The savage tale of the first standards war », San Francisco, CA.: Jossey-Bas, 2006.
- [Men99] J. Menart, L. Lin, « Numerical study of a free burning argon arc with copper contamination from the anode », Plasma Chemistry and Plasma Processing, no. 2, pp. 153-170, 1999.
- [Mul90] JAM van der Mullen, « Excitation equilibria in plasmas; a classification », Physics Reports, vol. 191, no. 2-3, pp 109–220, 1990.
- [Piq06] Laure Piqueras, thèse : « Modélisation tridimensionnelle de l’amorçage de l’arc électrique dans un disjoncteur basse-tension », Ecully, Ecole centrale de Lyon , Laboratoire de mécanique des fluides et acoustique (Rhône), 2006.
- [Poe80] K. Poeffel, « Influence of the Copper Electrode Surface on Initial Arc Movement », IEEE Transactions on Plasma Science, vol. 8, no. 4, pp. 443–448, 1980.
- [Qué17] J. Quéméneur, M. Masquère, P. Freton, J.J Gonzalez, P. Joyeux, « Etude des forces à l'origine du déplacement d'un arc électrique dans un disjoncteur basse-tension », IOP Conf. Series: 825 012012, 2017.
- [Ram78] Ramakrishnan S., Stokes A.D., and Lowke J.J., « An approximate model for high-current-free-burning arcs », J. Phys. D : Appl. Phys., vol 11, pp 2267–2280, 1978.
- [Ran11] Hery Zo Randrianandriana, thèse : « Amélioration Des Méthodes De Calcul Du Transfert Radiatif Dans Des Plasmas Thermiques : Application Au SF₆ », Université Toulouse III Paul Sabatier, 2011.
- [Rom67] W. C. Roman, T. W. Myers, « Experimental Investigation of an Electric Arc in Transverse Aerodynamic and Magnetic Fields », AIAA JOURNAL, vol. 5, no. 11, 1967.
- [Ron09] Loïc Rondot, thèse : « Modélisation magneto-hydrodynamique par la méthode des volumes finis : Application aux plasmas de coupure », G2ELab - Laboratoire de Génie Electrique de Grenoble, 2009.
- [Rong05] M. Rong, Yi Wu, Qian YANG, « Simulation on Arc Movement under Effect of Quenching Chamber Configuration and Magnetic Field for Low-Voltage Circuit Breaker », IEICE Trans. Electron., vol.E88-C., no.8, 2005.
- [Rte19] « Panorama de l'électricité renouvelable au 31 Décembre 2019», Available : <https://www.rte-france.com/analyses-tendances-et-prospectives/le-panorama-de-lelectricite-renouvelable#Lesdocuments>

- [Sch99] L.Z. Schlitz, S.V. Garimella, S.H Chan, « Gas dynamics and electromagnetic processes in high-current arc plasmas. Part I. Model formulation and steady-state solutions », *J. Appl. Phys.*, vol. 85, no. 5, pp. 2540–2546, 1999.
- [Sch99] Lei Z. Schlitz, Suresh V. Garimella, S. H. Chan, « Gas dynamics and electromagnetic processes in high-current arc plasmas. Part II. Effects of external magnetic fields and gassing materials », *J. Appl. Phys.*, 2547, vol. 85, no. 5, 1999.
- [Scm20] Eric Masanet, Arman Shehabi, Nuoa Lei, Sarah Smith, Jonathan Koomey, « Recalibrating global data center energy-use estimates 2020 », Available: <https://science.sciencemag.org/content/367/6481/984.full>, 2020.
- [Sla01] Afef Slama, V. M. Y. M., « Electric Railgun 3D Modeling: Computation of Eddy Currents and Lorentz Force », *IEEE Transactions On Magnetics*, vol. 37, no. 1, 2001.
- [Sla99] Paul G. Slade, « *Electrical Contacts: Principles and Applications* », pp. 1104, 1999.
- [Spe96] G. Speckhofer, H.-P. Schmidt, « Experimental and theoretical investigation of high-pressure arcs. Part II: the magnetically deflected arc (three-dimensional modeling) », *IEEE Trans. on Plasma Science* 24, vol.4, pp. 1239-1248, 1996.
- [Swi04] B Swierczynski, JJ Gonzalez, Ph Teulet, P Freton and A Gleizes, « Advances in Low-voltage circuit breaker modelling », *J. Phys. D: Appl. Phys*, vol. 37, pp. 595–609, 2004.
- [Sze88] R N Szentet, R J Munzt and M G Drouet S., « Arc velocity and cathode erosion rate in a magnetically driven arc burning in nitrogen », *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 21, pp. 909-913, 1988.
- [Telb] Laboratoire d'essais Tesla Power Lab, Available : https://www.socomec.fr/laboratoire-essais-tesla-lab_fr.html.
- [Vac80] Serge Vacquié, « Arc électrique », *Techniques de l'ingénieur, traité Génie électrique*, pp 27, D 2870, 1980.
- [Ven18] Venkata Anand Prabhala, Bhanu Prashant, Baddipadiga, Poria Fajri and Mehdi Ferdowsi, « An Overview of Direct Current Distribution System Architectures & Benefits », *MDPI, Energies* 2018, 11, 2463, pp 20, 2018.
- [W0] HERTZOG Jérôme, COQUIL Karine, « chambre de coupure d'arc électrique - PCT/FR2015/052806 - WO2016062959 – SOCOMEC », 2016.
- [Wea94] P.M. Weaver, J.W McBride, « Magnetic and gas dynamic effects on arc motion in miniature circuit breakers », *IEEE Trans. Comp. Pack. Technol.*, part A, vol. 17, no. 1, pp. 39-45, 1994.
- [Wu08] Yi Wu, Mingzhe Rong, Xingwen Li, Anthony B Murphy, Xiaohua Wang, and Fei Yang, « Numerical Analysis of the Effect of the Chamber Width and Outlet Area on the Motion of an Air Arc Plasma », *IEEE Transactions On Plasma Science*, vol. 36, no. 5, pp. 2831-2837, 2008.
- [Yan10] Fei Yang, Mingzhe Rong, « 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: Appl. Phys.* 43 434011, pp. 12, 2010.

[Zel01] Peter R. Zeller and Werner F. Rieder, « Arc Structure, Arc Motion, and Gas pressure Between Laterally Enclosed Arc runners », IEEE Trans. Comp. Pack. Technol., vol. 24, no. 3, 337-341, 2001.

Résumé

Ce travail est une contribution à l'étude de comportement d'un arc électrique au sein des appareils de coupure DC basse tension. Depuis plusieurs décennies, de nombreuses études portant sur le comportement d'un arc électrique au sein des appareils de coupure ont été investiguées, en particulier sur les disjoncteurs basse tension. Cependant, vu la complexité des phénomènes physiques qui interviennent, les études se focalisent sur un ou plusieurs paramètres qui influencent le mouvement de l'arc selon les techniques de coupure utilisées dans les appareils. Cette étude se consacre sur l'influence d'un fort champ magnétique externe sur le comportement d'un arc électrique établi dans l'air, sous pression atmosphérique et pour des courants allant du nominal I_n à la surcharge $4I_n$.

La problématique dans cette thèse sera abordée par deux approches l'une expérimentale et l'autre théorique en utilisant la simulation numérique.

La première approche consiste à mettre en place un dispositif expérimental conçu pour reproduire un arc électrique dans des conditions similaires à celles trouvées dans l'interrupteur industriel. Le banc d'essai permet de faire varier les paramètres qui affectent le déplacement de l'arc, tel que l'intensité du courant, la vitesse d'ouverture des contacts, l'échappement et spécifiquement dans notre problématique l'intensité du champ magnétique extérieur appliqué. A cette fin, une bobine de Helmholtz est conçue pour générer un champ magnétique de l'ordre de 0,2 T, qui est équivalent à l'intensité d'un champ magnétique créé par un aimant permanent de type Néodyme intégré dans l'interrupteur industriel. Les résultats expérimentaux permettent d'accéder à la visualisation de la dynamique de l'arc électrique à l'aide d'une caméra rapide (89 000 images/s) ainsi qu'à la mesure des grandeurs électriques qui caractérisent la coupure.

La deuxième approche consiste à développer des modèles tridimensionnels qui simulent le mouvement d'un plasma d'arc. Les modèles utilisés sont classiques, ils sont basés sur un système d'équations magnétohydrodynamiques pour la colonne d'arc à l'ETL. Pour la résolution numérique de ce système, nous avons choisi le logiciel commercial COMSOL Multiphysics.

Ces modèles appliqués à l'interrupteur industriel simulent le comportement du plasma d'arc lors de la phase d'ouverture des contacts électriques ainsi que la commutation de l'arc sur les rails en présence d'un fort champ magnétique externe. Les simulations numériques permettent d'accéder aux grandeurs électriques et physiques de l'arc au cours de la coupure permettant d'aiguiller les choix techniques pour optimiser la conception.

Enfin, des comparaisons entre simulations numériques et résultats expérimentaux sont présentées et discutées. Les résultats numériques ont été confrontés avec les résultats expérimentaux et ont montré un bon accord. Des améliorations du modèle sont discutées comme perspectives de ce travail.

Mots clés :

arc électrique, champ magnétique externe, COMSOL Multiphysics, imagerie rapide, interrupteur DC basse tension, plasma de coupure.

Abstract

This work is a contribution to the study of the behavior of an electric arc within low-voltage DC switch. For several decades, many studies had been established to study the behavior of an electric arc within circuit breaker, especially low-voltage circuit breaker LVCB. However, given the complexity of the physical phenomena in question, studies are focused on one or several parameter which influences the arc motion. This study highlights the influence of a strong external magnetic field on the behavior of an electric arc established in the air, at atmospheric pressure and going between nominal I_n and surcharge $4I_n$.

The problematic in this thesis will be approached by means of experimental and theoretical methods using numerical simulation. The experimental approach is carried out by means of an experimental bench designed to create an electric arc in similar conditions to those found in the industrial switch.

The experimental bench allows us to vary the parameters which affect the arc displacement, such as current level, contact opening speed, terminal exhaust and specifically external blast field. To this end, a Helmholtz coil is designed to generate a magnetic field of 0,2 T equivalent to a magnetic field created by a Neodymium permanent magnet which is integrated within the industrial switch. Experimental results allow to achieve the visualization of the dynamics of the electrical arch by means of a speed camera (89 000 images/s) in addition to the electric characteristics measurements. The second approach is to develop three-dimensional time-dependent models which simulate the arc motion. The models are based on solving a system of MHD equations for the LTE arc column. For the numerical resolution we used the commercial software COMSOL Multiphysics.

These models applied to the industrial switch simulate the plasma arc behavior upon the electrical contacts opening and the arc commutation on the rails under effects of a strong external magnetic field. Numerical simulation allows investigating the electric and physical characteristics of the arc during breaking which will help to refine the technical choices and so optimizing the conception of the industrial switch.

The numerical results were compared with the experimental results and showed a good agreement. Improvements to the model are discussed as perspectives for this work.

Keywords :

electric arc, external blast field, COMSOL Multiphysics, high-speed imaging, Low Voltage DC switch, thermal plasma.

Annexe

Présentation orale pour le 14^{ème} colloque sur les arcs électriques (CAE), 19 mars 2019,
Bourges, France.

Etude expérimentale du déplacement d'un arc électrique sous l'effet d'un fort champ magnétique extérieur

Jessica Almurr¹, Jérôme Hertzog¹, William Bussière², David Rochette²

¹ *Socomec, BP 60010 67235 Benfeld Cedex, France*

² *Université Clermont Auvergne, LPC, CNRS, UMR6533, F-63000 Clermont-Ferrand, France*
mél: jessica.almurr@socomec.com

Pour orienter la conception des chambres de coupure et aller dans le sens de l'optimisation, il faut mettre au maximum à profit les propriétés de l'arc électrique pour dissiper l'énergie électromagnétique [Yan10].

Dans ce travail, le déplacement d'un arc électrique entre deux rails parallèles est étudié expérimentalement à l'aide d'un banc d'essai conçu pour reproduire un arc électrique dans des conditions similaires à celles trouvées dans l'interrupteur industriel [Qué17, Wu08].

Ce banc d'essai permet de faire varier les paramètres qui affectent le déplacement de l'arc, tel que la géométrie de la chambre de coupure [Mcb02], le pourcentage d'échappement, la vitesse d'ouverture des contacts [Bel85] et l'intensité du champ magnétique extérieur appliqué [Zel01].

Spécifiquement dans ce travail, l'effet d'un champ magnétique extérieur intense sur le déplacement de l'arc électrique est montré. Une bobine de Helmholtz est conçue pour générer un champ magnétique de 0,2 T, qui est équivalent à l'intensité d'un champ créé par un aimant de type néodyme intégré dans les interrupteurs industriels. Les influences de l'intensité du courant et de l'intensité du champ magnétique extérieur sont étudiées. Des mesures optiques à l'aide d'une caméra rapide (7000 images/s) et des mesures électriques en tension et en courant sont réalisées.

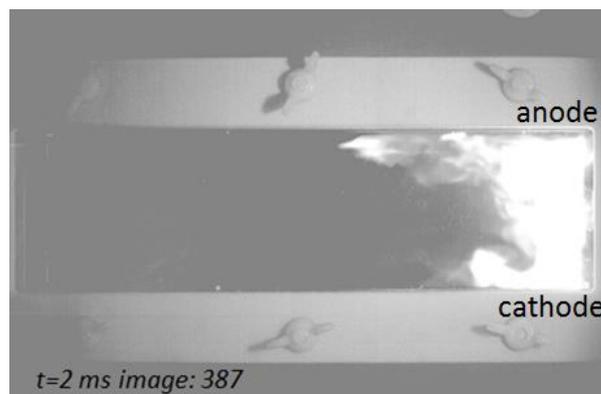


Figure 1: Image du déplacement de l'arc électrique dans la chambre de coupure à une durée de 2 ms de sa première apparition pour $I=200$ A et $B_{\text{extérieur}}=0,15$ T.

An electric arc upon opening contacts of a low-voltage switch model

Jessica Almurr¹, Jérôme Hertzog¹, William Bussière², David Rochette²

¹ *Socomec, BP 60010 67235 Benfeld Cedex, France*

² *Université Clermont Auvergne, LPC, CNRS, UMR6533, F-63000 Clermont-Ferrand, France*
mél: jessica.almurr@socomec.com

This work is devoted for studying the electric arc behavior in a low-voltage electronic switch during the opening of its contacts. The problem is solved theoretically by developing a magneto-hydrodynamic MHD approach, then a 2D time dependent model is built using COMSOL Multiphysics software. The model implements the DC switch-off technique used in a nominal current switch and contactors in particular. This work is collaboration between the Socomec research group and the Physics Laboratory of Clermont (LPC).

In our study, the contactor is used to conduct and interrupt a DC electric current in a RL circuit supplied by a 600 V under normal conditions in charge. Besides, the DC breaking technique consists on creating an electric arc between the electrodes while they are opening, and increasing its voltage so that the arc's potential is greater than the supplied voltage. Since the electric arc is conductive and has its own resistivity, its voltage can be increased when its length increases. Thus, elongating the arc decreases its temperature on one hand, and increases its resistance on the other hand, elevating its conduction voltage. The electrodes of the contactor open in a transitional motion with a speed of 10 m/s, allowing the creation of an electric arc between them. Modeling the contacts motion and the elongation of the arc generated between them is the main part of our work.

Electric arcs are thermal plasmas that move under the action of Lorentz and aerodynamic forces. They are assumed to be in local thermodynamic equilibrium (LTE). This phenomenon could be described with a system of magneto-hydrodynamic equations (MHD). The MHD approach contains the 3 Navier-Stokes conservation equations for energy, momentum and mass; the equation of current continuity supplemented with Ohm's law and the equation for vector potential. These equations are implemented using electric, magnetic and fluid interfaces in COMSOL, the contacts motion is modeled using moving mesh interface. A simplified geometry of the dimension 70×70 mm is used in order to reduce the complexity of the simulations. The electrodes are of 30 mm length and 3 mm width, the gap between them is 6 mm. The contacts open with a velocity of 10 m/s. Moreover, an outlet at the end of the chamber connects the inner air volume with the atmosphere. Additionally, a large air domain with a diameter of 70 mm is set around the bus-bar electrodes in order to assume a magnetic insulation of the potential vector away from the arc chamber. As the large air domain costs more calculation, the meshing discretization between the plasma domain near the electrodes and the air domain far away from them needs to be compromised. The arc is connected to a RL circuit and supplied with a generator of 600 V for duration of 1 millisecond. This circuit is implemented in our model. Finally, the temperature and the current density distributions of the plasma in different time moments are presented. It is worth to note that modeling the electric arcs with a moving mesh in COMSOL Multiphysics software is a pioneer work.