

Titre: Modélisation de phénomènes électromagnétiques transitoires d'un disjoncteur à haute tension comportant plusieurs chambres de coupure en série
Title:

Auteur: Antoine Mailhot
Author:

Date: 2023

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Mailhot, A. (2023). Modélisation de phénomènes électromagnétiques transitoires d'un disjoncteur à haute tension comportant plusieurs chambres de coupure en série [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/54154/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/54154/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Jean Mahseredjian, Ryszard Pater, & Sébastien Poirier
Advisors:

Programme: Génie électrique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Modélisation de phénomènes électromagnétiques transitoires d'un disjoncteur à
haute tension comportant plusieurs chambres de coupure en série**

ANTOINE MAILHOT

Département de génie électrique

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie électrique

Juin 2023

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

**Modélisation de phénomènes électromagnétiques transitoires d'un disjoncteur à
haute tension comportant plusieurs chambres de coupure en série**

présenté par **Antoine MAILHOT**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

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

Keyhan SHESHYEKANI, président

Jean MAHSEREDJIAN, membre et directeur de recherche

Ryszard PATER, membre et codirecteur de recherche

Sébastien POIRIER, membre et codirecteur de recherche

Ilhan KOCAR, membre

REMERCIEMENTS

La réalisation de cette maîtrise de type recherche a été possible grâce au soutien financier du Fonds de recherche du Québec – Nature et technologies (FRQNT). Je tiens à remercier mon directeur de recherche à Polytechnique Montréal, Jean Mahseredjian, qui m’a fourni du contenu scientifique ciblé et des conseils judicieux concernant la simulation de phénomènes électromagnétiques transitoires. Ses conseils précieux m’ont guidé dans l’utilisation adéquate du logiciel de simulation EMTP, un outil spécialisé permettant l’analyse du comportement électrique transitoire de tous les composants d’un grand réseau électrique. Également, je remercie mon codirecteur Sébastien Poirier avec qui j’ai pu entretenir des discussions et réflexions techniques extrêmement enrichissantes à l’Institut de recherche d’Hydro-Québec (IREQ). Sa maîtrise poussée du sujet de recherche m’a permis de progresser dans l’apprentissage des notions électriques importantes qui permettent l’étude transitoire d’une manœuvre de disjoncteur. Un remerciement spécial s’impose pour mon autre codirecteur à l’IREQ, Ryszard Pater, qui a su me proposer des pistes de réflexion précises, m’obligeant ainsi à me dépasser dans mon analyse mathématique et dans l’exactitude de mon raisonnement. Son expertise et ses nombreuses idées novatrices par rapport aux disjoncteurs à haute tension m’ont permis de cheminer plus loin dans la compréhension de cet appareil électromécanique complexe. Sans ses exigences ambitieuses, je n’aurais jamais pu me rendre où j’en suis maintenant. Ce riche partenariat de recherche avec l’IREQ m’a permis de faire progresser quelque peu la conception de modèles théoriques, tout en orientant l’étude vers des besoins précis d’un important réseau électrique comme celui d’Hydro-Québec. Je tiens à souligner la collaboration d’Yves Brissette, qui m’a fait part avec passion de ses connaissances à propos des différentes technologies de disjoncteurs à haute tension, spécialement pour les disjoncteurs à vide. Celui-ci m’a toujours encouragé dans mon cheminement en génie électrique. Avec la contribution de Sébastien, Yves donne aussi un cours de qualité à propos de l’appareillage électrique. Cette matière est enseignée à l’Institut en génie de l’énergie électrique (IGEE) et il s’agit d’un cours très apprécié par les étudiants.

Mon apprentissage de notions concernant la manœuvre contrôlée d’un disjoncteur à haute tension a été favorisé grâce au partage de connaissances offert par André Mercier. Je souligne aussi l’aide et les ressources scientifiques que m’ont fournies François Beauregard et André Gaudreau. Ils ont partagé avec moi leurs réflexions concernant les différents modèles d’arc électrique. Je remercie également Yvon Filion pour nos discussions à propos du comportement électromagnétique transitoire des disjoncteurs. De plus, Lyne Brisson, Olivier Turcotte et René Doche ont tous les trois contribué généreusement, lors de discussions à propos des

types d'essais diagnostiques. Ces trois ingénieurs électriques ont une connaissance pointue du comportement électromécanique d'un disjoncteur à haute tension et des différents modèles existants. Merci à René pour les commentaires pertinents sur ce mémoire ! Aussi, je souligne la grande coopération d'Omar Saad et de Dominic Vinet, ce qui m'a aidé dans l'utilisation de l'outil logiciel ParametricStudio. Je dois souligner l'important travail de recherche préalable de Sébastien Poirier, Ryszard Pater, Mario Germain, Michel Landry et Guy St-Jean, à l'IREQ. Ces chercheurs ont contribué à l'avancement scientifique et à la documentation de l'analyse des phénomènes transitoires des disjoncteurs. Finalement, je remercie Patrick Picher pour son partage de connaissances concernant la simulation électromagnétique d'un transformateur de puissance.

En plus du soutien professionnel et universitaire, je n'aurais pas pu réaliser ce mémoire de maîtrise sans ma famille et mes amis, qui m'ont épaulé tout au long de mon cheminement. Merci à mes parents, Frédéric et Marie, pour leur éternel soutien moral et leur encouragement au regard de ma curiosité scientifique : ils m'ont appuyé dans mes objectifs personnels, depuis plusieurs années. Merci à mon frère Olivier avec qui j'ai eu le plaisir de réaliser divers projets... Ça peut toujours être utile pour nourrir notre créativité. Dans cet élan, merci à mon ami Jonathan pour les sorties de 100 km de vélo de route ! Merci aussi à mon ami Vitaliy pour les activités musicales et les spectacles... et pour ses trucs concernant la modélisation d'une ligne de transmission d'énergie ! Enfin, je remercie mon ami Émile qui s'est montré disponible, et ce, même durant les périodes plus complexes.

RÉSUMÉ

Dans certains cas, les disjoncteurs à haute tension sont constitués de plusieurs chambres de coupure en série pour les plus hauts niveaux de tension d'un réseau de transport. Le présent mémoire de maîtrise propose différents modèles de disjoncteurs avec un circuit équivalent d'analyse, tout en simulant la coupure ou l'établissement de courant du disjoncteur avec un modèle logique. Cette modélisation électromagnétique transitoire permet de simuler le comportement à haute fréquence d'un disjoncteur à haute tension durant une manœuvre d'ouverture ou une manœuvre de fermeture. Les désynchronisations mécaniques d'un disjoncteur et d'autres éléments issus de la séquence d'événements survenant durant la manœuvre sont paramétrés dans un modèle simulé dans le logiciel EMTP. Selon les résultats présentés, une désynchronisation mécanique aux limites des normes actuelles peut engendrer de nombreux réallumages en ouverture ou des surtensions excessives en fermeture, des phénomènes qui ne sont pas simulés avec un modèle de disjoncteur usuel. La modélisation présentée permet la simulation de disjoncteurs à vide à des tensions assignées supérieures à 145 kV. Cette simulation requiert la mise en série de plusieurs modèles d'interrupteurs à vide, pour permettre d'en relever les défis et les améliorations possibles propres à cette technologie. Finalement, la modélisation électromagnétique transitoire proposée d'un disjoncteur à haute tension permet l'utilisation de données expérimentales de diverses sources pour raffiner les simulations transitoires d'une manœuvre.

ABSTRACT

In some cases, high-voltage circuit breakers consist of several interrupting chambers in series for the highest-voltage levels of a transmission network. This thesis lists different circuit breaker models using an equivalent circuit, while simulating the circuit breaker switching with a logic model. This transient electromagnetic modelling is used to simulate the high frequency behaviour of a high-voltage circuit breaker during an opening or closing operation. The mechanical desynchronization of a circuit breaker and other elements of the sequence of events occurring during the operation are parameterized in a model simulated in EMTP software. According to this thesis results, mechanical desynchronization at the limit allowed by the current electrical standards can lead to numerous reignitions during opening or excessive overvoltages during closing, phenomena that are not simulated with usual circuit breaker models. The developed models allow simulation of vacuum circuit breakers at rated voltages above 145 kV. This simulation requires the series configuration of several vacuum switches, to demonstrate the challenges and possible improvements specific to this technology. Finally, the proposed transient electromagnetic modelling of a high-voltage circuit breaker allows a simulation based on experimental data measured from various input sources to refine the transient response of a switching operation.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iii
RÉSUMÉ	v
ABSTRACT	vi
TABLE DES MATIÈRES	vii
LISTE DES TABLEAUX	x
LISTE DES FIGURES	xi
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xiii
LISTE DES ANNEXES	xvi
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Mise en contexte	1
1.2 Description de la problématique	4
1.3 Solution proposée	10
1.3.1 Modèles électromagnétiques d'un disjoncteur à plusieurs chambres de coupure	10
1.3.2 Champ d'application des modèles	13
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	14
2.1 Modèles de disjoncteurs à une seule chambre de coupure	14
2.1.1 Circuits simples RLC : équations différentielles	14
2.1.2 Phénomènes électromagnétiques transitoires	18
2.1.3 Arc électrique	18
2.1.4 Taux de décroissance et taux d'accroissement de la tension de claquage	20
2.2 Modèles de disjoncteurs à plusieurs chambres de coupure	22
2.2.1 Répartition de tension	23
2.2.2 Répartition dynamique de tension et milieux de coupure	24
2.2.3 Méthodes de mesure des EET	26
CHAPITRE 3 MODÉLISATION THÉORIQUE D'UN DISJONCTEUR COMPOR-	

TANT PLUSIEURS CHAMBRES DE COUPURE	27
3.1 Étude de sensibilité des paramètres d'un circuit de référence	27
3.1.1 Cadre de l'étude	27
3.1.2 Présentation du circuit de référence	28
3.1.3 Objectif des simulations de l'étude de sensibilité	32
3.1.4 Balayage paramétrique en fermeture	33
3.1.5 Résistance d'arc constante en comparaison à d'autres modèles, en fer- meture	39
3.1.6 Détermination des paramètres à utiliser et circuit sélectionné	45
3.2 Modélisation du milieu de coupure	47
3.2.1 Tension de claquage	47
3.2.2 Taux de décroissance de la tension de claquage	49
3.2.3 Taux d'accroissement de la tension de claquage	50
3.2.4 Modèle logique d'établissement de courant pour la manœuvre de fer- meture	53
3.2.5 Modèle logique de coupure du courant lors de la manœuvre d'ouverture	54
CHAPITRE 4 ÉTUDES DE CAS D'APPLICATION	57
4.1 Mise en contexte	57
4.2 Manœuvre de fermeture	58
4.2.1 Établissement de courant capacitif d'une ligne à haute tension	59
4.3 Manœuvre d'ouverture	63
4.3.1 Tension transitoire de rétablissement pour une charge inductive à 735 kV (disjoncteur SF ₆)	64
4.3.2 Courant de défaut monophasé (disjoncteur à vide)	68
4.3.3 Coupure de petits courants inductifs avec phénomène d'arrachement de courant	73
CHAPITRE 5 RÉSULTATS DE SIMULATION UTILISANT DES DONNÉES MESU- RÉES	76
5.1 Mise en contexte	76
5.1.1 Séquence d'événements comme variables d'entrée	76
5.2 Simulation utilisant des données expérimentales d'établissement de courant capacitif avec système de manœuvre contrôlée	78
CHAPITRE 6 CONCLUSION	84
6.1 Synthèse des travaux	84

6.2	Limites de la solution proposée	86
6.3	Améliorations futures	87
RÉFÉRENCES		89
ANNEXES		94
B.1	Taux de décroissance de la tension de claquage et taux d'accroissement de la tension de claquage	97
B.2	Disjoncteurs à vide	99
D.1	Requis pour un disjoncteur à vide à haute tension	105
D.2	Architecture proposée	106
D.3	Résultats de simulation en ouverture	107

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1	Paramètres utilisés pour le circuit de référence, à partir desquels est réalisé chaque balayage paramétrique	31
Tableau 3.2	Résumé de la sensibilité aux paramètres du circuit de référence pour la surtension de manœuvre de la chambre de coupure du côté charge	46
Tableau A.1	Éléments de la séquence d'événements lors de la manœuvre de fermeture du disjoncteur	95
Tableau A.2	Éléments de la séquence d'événements lors de la manœuvre d'ouverture du disjoncteur	96
Tableau C.1	Paramètres recommandés pour le circuit sélectionné (figure 3.9) et détails concernant leur définition	101
Tableau C.2	Paramètres recommandés pour le bloc de simulation en fermeture (figure 4.1) et détails concernant leur définition	102
Tableau C.3	Paramètres supplémentaires recommandés pour le bloc de simulation en ouverture (figure 4.5) et détails concernant leur définition	103
Tableau C.4	Paramètres de simulation recommandés pour EMTP et détails concernant leur définition	104

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Séquence d'événements importants de la manœuvre de fermeture pour une chambre de coupure.	3
Figure 1.2	Trois pôles de disjoncteurs à gaz SF_6 munis chacun de deux chambres de coupure et de deux condensateurs de répartition	5
Figure 1.3	Phénomène des réallumages successifs aux bornes d'une bouteille à vide, lors de la manœuvre d'ouverture	7
Figure 1.4	Trois cas réalistes d'un préamorçage lors de la manœuvre de fermeture d'un disjoncteur à deux chambres de coupure	9
Figure 2.1	Circuit RLC en série, condensateur initialement chargé	16
Figure 2.2	Courbes de Paschen mesurées pour différentes proportions de gaz SF_6 et N_2	21
Figure 2.3	Circuit unifilaire équivalent d'un disjoncteur à deux chambres de coupure par pôle, avec des condensateurs de répartition	23
Figure 3.1	Circuit de référence de l'étude de sensibilité des paramètres	30
Figure 3.2	Balayages des paramètres du condensateur de répartition	35
Figure 3.3	Balayages des paramètres de capacités intrinsèques	36
Figure 3.4	Balayages des paramètres des valeurs d'inductance autres que l'inductance du condensateur de répartition	38
Figure 3.5	Balayages des paramètres temporels	40
Figure 3.6	Caractéristique I-V utilisée pour le modèle d'arc non linéaire simplifié	41
Figure 3.7	Trois types de modèles d'arc comparés dans l'étude de sensibilité	42
Figure 3.8	Comparaison des trois modèles d'arc pour le scénario étudié dans cette étude de sensibilité des paramètres	44
Figure 3.9	Circuit sélectionné comme modèle équivalent pour les études de cas	45
Figure 3.10	Schéma logique de l'établissement du courant de chaque interrupteur en fermeture	54
Figure 3.11	Schéma logique du modèle de coupure de chaque interrupteur en ouverture	55
Figure 4.1	Circuit unifilaire d'analyse de l'établissement de courant d'une ligne 735 kV non chargée	60

Figure 4.2	Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour les chambres de coupure d'un disjoncteur à gaz SF ₆ lors de l'établissement du courant d'une ligne 735 kV non chargée	62
Figure 4.3	Circuit unifilaire d'analyse de la coupure d'un courant inductif à l'aide d'un disjoncteur à gaz SF ₆	66
Figure 4.4	Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour les chambres de coupure d'un disjoncteur à gaz SF ₆ lors de l'extinction d'un courant inductif à 735 kV	67
Figure 4.5	Circuit unifilaire d'analyse de la coupure d'un courant de défaut monophasé sur la phase A, à l'aide d'un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV	71
Figure 4.6	Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV, pour un défaut monophasé sur la phase A	72
Figure 4.7	Circuit unifilaire d'analyse de la coupure d'un courant de magnétisation d'un transformateur de puissance à l'aide d'un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV	74
Figure 4.8	Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV, pour la coupure de petits courants inductifs de magnétisation d'un transformateur de puissance	75
Figure 5.1	Circuit unifilaire du cas simulé à partir des données expérimentales	78
Figure 5.2	Simulation d'une manœuvre de fermeture d'un disjoncteur à gaz SF ₆ avec une charge capacitive à neutre mis à la terre, utilisant des données expérimentales mesurées	82
Figure 5.3	Vue agrandie du délai entre les préamorçages des deux chambres de coupure	83
Figure D.1	Circuit équivalent d'un disjoncteur à vide comportant quatre interrupteurs en série, munis de parafoudres en parallèle, permettant la coupure du courant d'une charge inductive	106
Figure D.2	Tensions de manœuvre et courant lors de l'ouverture du disjoncteur à vide comportant quatre interrupteurs en série, munis de parafoudres en parallèle, permettant la coupure du courant d'une charge inductive	108
Figure D.3	Énergie et puissance dissipées dans le parafoudre de l'interrupteur en avance mécanique	109

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Abréviations

CEI	Commission électrotechnique internationale
CIGRE	Conseil international des grands réseaux électriques
EET	Émission électromagnétique transitoire
EMT	<i>Electromagnetic Transients</i>
RDDS	<i>Rate of Decrease of Dielectric Strength</i> (kV/ μ s)
RRDS	<i>Rate of Rise of Dielectric Strength</i> (kV/ μ s)
RRRV	<i>Rate of Rise of Recovery Voltage</i> (VATR) (kV/ μ s)
TARD	Taux d'accroissement de la rigidité diélectrique (kV/ μ s)
TDRD	Taux de décroissance de la rigidité diélectrique (kV/ μ s)
TATC	Taux d'accroissement de la tension de claquage (kV/ μ s)
TATT	Taux d'accroissement de la tension de tenue (kV/ μ s)
TDTC	Taux de décroissance de la tension de claquage (kV/ μ s)
THF	Très haute fréquence
TR	Tension de rétablissement (kV)
TTR	Tension transitoire de rétablissement (kV)
UHF	Ultra haute fréquence
UNIC	Universels, non-intrusifs et ciblés
UR	Ultra-rapides
VATR	Vitesse d'accroissement de la tension de rétablissement (kV/ μ s)

Variables

C_b	Capacité équivalente du jeu de barres adjacent (modèle en π) (F)
C_{ch}	Capacité d'une charge capacitive (F)
C_{comp}	Capacité des condensateurs de compensation (F)
C_{i-ab}	Capacité interphase du pôle entre la phase A et la phase B (F)
C_{i-bc}	Capacité interphase du pôle entre la phase B et la phase C (F)
C_{i-ca}	Capacité interphase du pôle entre la phase C et la phase A (F)
C_e	Capacité parasite entre les éléments de coupure du disjoncteur et la terre (F)

C_p	Capacité du condensateur de répartition (F)
C_s	Capacité équivalente de la source (F)
C_{TC}	Capacité parasite du transformateur de courant (F)
d_s	Facteur d'amortissement d'un circuit RLC (nombre sans unité)
$\frac{di}{dt}_{ext}$	Seuil maximal de la pente du courant qu'un disjoncteur est en mesure de couper pour effectuer l'extinction du courant d'arc ($\frac{A}{s}$)
$\Delta F.MM$	Durée de l'écart mécanique entre les instants de mise en mouvement des contacts mobiles des chambres de coupure d'un même pôle (s)
$\Delta O.SCA$	Durée de l'écart mécanique entre les instants de séparation des contacts d'arc des chambres de coupure d'un même pôle (s)
$\Delta t_{pré}$	Durée d'un préarc donné (s)
i_0	Courant d'arrachement (A)
$i_e(t)$	Courant d'un élément de coupure en fonction du temps (A)
L_b	Inductance du jeu de barres adjacent (modèle en π) (H)
L_{CLR}	Inductance de limitation de courant de la charge capacitive (H)
L_{comp}	Inductance utilisée pour la compensation (H)
L_p	Inductance intrinsèque du condensateur de répartition (H)
L_{racc}	Inductance du raccordement entre le pôle du disjoncteur et le transformateur de courant, ou entre le pôle du disjoncteur et le jeu de barres adjacent lorsqu'il n'y a pas de transformateur de courant (H)
L_s	Inductance équivalente de la source (H)
N	Nombre d'éléments de coupure (ou chambres de coupure) mis en série qui constituent un pôle de disjoncteur, pour une phase (nombre sans unité)
$p_{i,zero}$	Probabilité que le premier passage par zéro survienne après l'instant $O.SCA$ de la première chambre de coupure, mais avant que l'instant $O.SCA$ de la chambre de coupure en retard ne soit survenu
$R_{arc}(t)$	Résistance de l'arc électrique ou du préarc d'une chambre de coupure en fonction du temps (Ω)
R_b	Résistance d'amortissement du jeu de barres (Ω)
R_C	Résistance critique d'un circuit RLC (Ω)
R_p	Résistance d'amortissement du condensateur de répartition (Ω)
t_{max}	Durée de la simulation (s)
t_{pas}	Pas de simulation (s)

U_{50}	Basée sur plusieurs essais, tension de claquage représentant statistiquement la tension ayant une probabilité de 50 % d'atteindre le claquage diélectrique, pour un milieu diélectrique et un espacement donné (kV)
U_c	Tension de claquage (kV)
U_{c-}	Tension de claquage en polarité négative (kV)
U_{c+}	Tension de claquage en polarité positive (kV)
$U_{\epsilon}(t)$	Tension d'un élément de coupure en fonction du temps (kV)
U_S	Tension de la source triphasée (kV RMS)
$U_{S,a}$	Tension de la source sur la phase A (kV RMS)
Z_{ch}	Impédance de la charge capacitive, inductive ou résistive (Ω)

LISTE DES ANNEXES

Annexe A	Séquence d'événements lors d'une manœuvre de fermeture ou d'ouverture	94
Annexe B	Lexique et définitions	97
Annexe C	Paramètres d'entrée des blocs de simulation EMTP	100
Annexe D	Modèle d'architecture d'interrupteurs pour la limitation des harmoniques en ouverture et transitoires électromagnétiques, avec résistances et inductances multiéléments	105

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Mise en contexte

Un disjoncteur à haute tension est un appareil mécanique de connexion installé sur un réseau électrique, qui permet de couper ou d'établir un courant alternatif. Le disjoncteur à haute tension assure entre autres la fiabilité d'un réseau électrique de transport. Le type de courant manœuvré peut être un courant de charge en conditions normales du réseau électrique, un courant résiduel capacitif ou inductif, ou encore un courant de court-circuit dans le cas de conditions anormales. Les fonctions principales d'un disjoncteur à haute tension sont [1] :

- Connecter ou isoler certaines parties du réseau électrique ;
- En position ouverte, maintenir d'excellentes propriétés isolantes pour assurer la tenue diélectrique ;
- En position fermée, maintenir d'excellentes propriétés conductrices, avec une résistance de contact de l'ordre de quelques dizaines de microohms ($\mu\Omega$), pour éviter un échauffement dommageable ;
- Couper un courant de court-circuit, comme prescrit par le pouvoir de coupure de l'appareil (de 40 à 80 kA, selon le cas [1, 2]) ;
- Effectuer une manœuvre de fermeture lors d'un défaut, c'est-à-dire établir un courant de court-circuit lors d'un cycle de manœuvre, sans dommage.

Lors de la manœuvre de fermeture du disjoncteur, une décharge disruptive (claquage) peut survenir. À ce moment, un arc électrique se déclenche avant que les contacts se touchent. En fermeture, cet arc électrique se nomme « préarc » et la décharge est nommée « préamorçage ». La durée de préarc dépend de la vitesse des contacts mobiles, puis cette durée est normalement de moins de 4 ms. Pour un disjoncteur parfait, aucun préarc ne serait généré lors de la fermeture et le passage de la position ouverte à la position fermée se ferait de manière instantanée. En pratique, une fermeture sans le préarc ou avec un préarc de très courte durée serait possible seulement pour les disjoncteurs très rapides munis d'un système de manœuvre contrôlée. C'est dans cette optique qu'une manœuvre de fermeture doit se faire assez rapidement pour limiter l'usure de l'appareil et l'échauffement causés par le préarc. Évidemment, une fermeture instantanée n'est pas physiquement possible dans tout disjoncteur mécanique. La manœuvre de fermeture réelle dure aux alentours de 50 à 100 millisecondes, ce qui comprend toutes les étapes de la manœuvre. Ce mouvement mécanique permet de charger du même mouvement les ressorts de la manœuvre d'ouverture, pour la plupart des conceptions de disjoncteurs avec mécanisme à ressort. Une rapidité d'exécution plus marquée

demanderait un mécanisme d'entraînement surdimensionné autant pour la manœuvre de fermeture que d'ouverture. Ce type de conception augmenterait considérablement les coûts. En conséquence, les contacts électriques du pôle de disjoncteur doivent être assez robustes pour pouvoir effectuer de nombreuses manœuvres, sans se dégrader de façon excessive, en présence du préarc. La figure 1.1 illustre les étapes importantes de la manœuvre de fermeture, en conditions normales, pour un élément de coupure d'un disjoncteur à gaz SF_6 du type autosoufflage (*puffer*). Ce type d'appareil à cuve sous tension est le disjoncteur à gaz SF_6 le plus utilisé pour les réseaux de transport d'électricité. Il est à noter que les distances relatives sur cette figure ne sont pas à l'échelle et que les composants de la figure sont schématisés. Le gris est utilisé pour représenter toute pièce mobile conductrice, le beige permet de visualiser le matériau isolant solide de la chambre de coupure (parois de la cuve), le bleu foncé signale les parties isolantes des composants mobiles, le noir correspond aux pièces conductrices fixes et le rouge illustre le préarc. Lors de la manœuvre, ce régime transitoire de fermeture comporte des caractéristiques électriques et mécaniques spécifiques qui peuvent être surveillées ou mesurées à l'aide d'appareils de diagnostic. La manœuvre de fermeture comprend entre autres la séquence d'événements suivante : la mise en mouvement des contacts mobiles, le ou les préamorçages ainsi que le réarmement du mécanisme d'entraînement. En conditions normales, le basculement électrique du disjoncteur entre l'état d'isolation et l'état de conduction se produit au moment du dernier préamorçage, survenant presque instantanément entre toutes les chambres de coupure, lors de la manœuvre de fermeture. Dans ce cas, le préarc généré à cet instant se maintient pour chacune des chambres de coupure en série, jusqu'à ce que les contacts d'arc se touchent.

Lors de la manœuvre d'ouverture du disjoncteur, le régime transitoire électrique comprend entre autres l'extinction de l'arc électrique, qui peut se dérouler de façon normale ou anormale selon la séquence d'événements survenant à l'intérieur des chambres de coupure du disjoncteur. Dans certaines conditions, les phénomènes à éviter lors de la manœuvre d'ouverture sont les réamorçages ou les réallumages, c'est-à-dire un arc électrique qui se forme à nouveau après l'extinction de l'arc. Un réallumage est un arc électrique d'ouverture se formant jusqu'à un quart de cycle après l'extinction de l'arc initial (1/240 de seconde à 60 Hz), tandis qu'un réamorçage est un arc électrique se formant plus d'un quart de cycle après l'extinction de l'arc initial [1]. Cette distinction est faite entre les deux phénomènes, car un réamorçage peut impliquer une escalade de tension et doit être évité en tout temps pour ne pas dégrader le disjoncteur prématurément. Par exemple, pour la coupure d'un courant capacitif, le phénomène du réamorçage a une probabilité d'occurrence différente pour un disjoncteur de classe C1 ou pour un disjoncteur de classe C2. Un disjoncteur de classe C1 est un « disjoncteur à faible probabilité de réamorçage en coupure de courants capacitifs » [2]. Un disjoncteur de classe C2

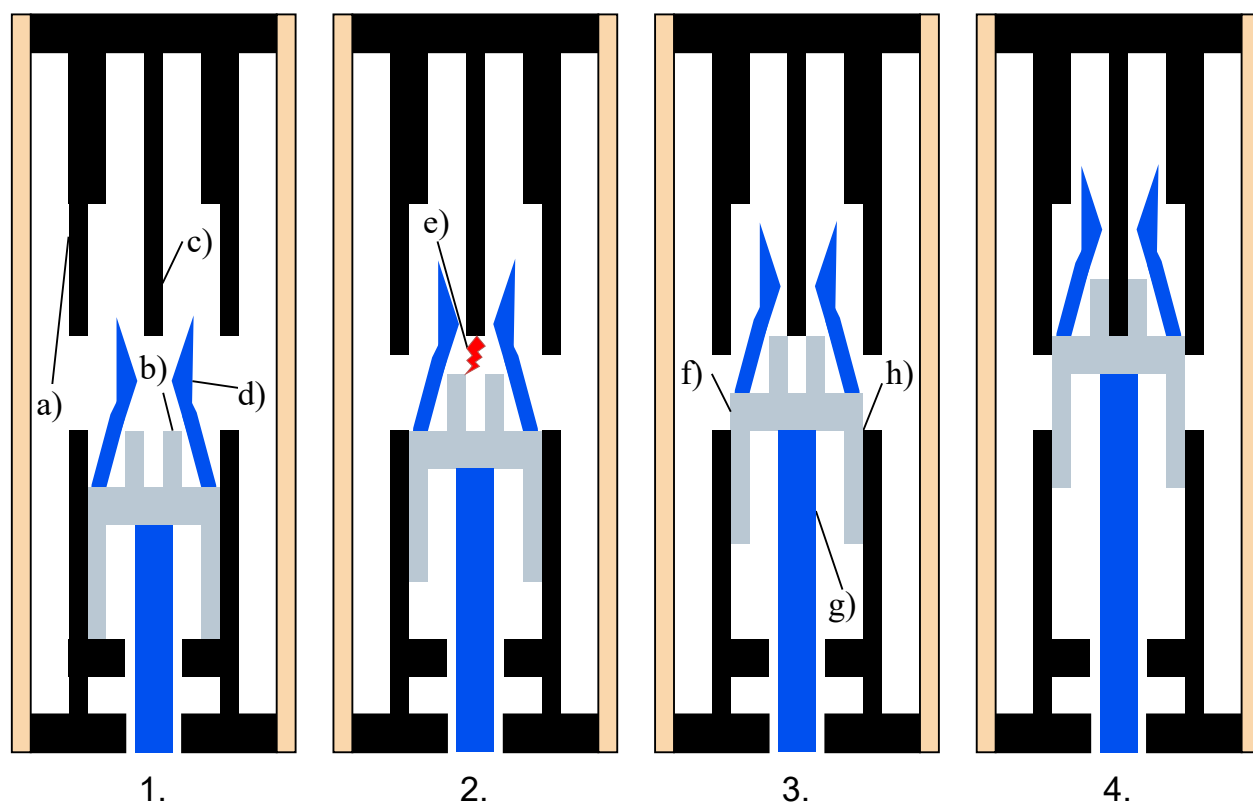


FIGURE 1.1 Séquence d'événements importants de la manœuvre de fermeture pour une chambre de coupure

1. Mise en mouvement des contacts 2. Préamorçage des contacts d'arc 3. Mise en contact des contacts d'arc ; 4. Mise en contact des contacts permanents a) Assemblage des contacts fixes (contacts permanents et contacts d'arc) b) Contact d'arc mobile c) Contact d'arc fixe d) Buse de soufflage e) Préarc f) Assemblage des contacts mobiles g) Tige de manœuvre h) Contacts de continuité

est un « disjoncteur à très faible probabilité de réamorçage en coupure de courants capacitifs » [2]. Dans des conditions idéales, aucun réallumage ou réamorçage ne doit survenir après l'extinction de l'arc électrique simultanément dans toutes les chambres de coupure du disjoncteur à haute tension. Les spécifications de la norme 62271-100 de la Commission électrotechnique internationale (CEI) décrivent les limites à respecter pour prévenir les réamorçages qui pourraient causer une usure prématurée du disjoncteur et des appareils électriques adjacents, dans le cas où la tenue diélectrique aux bornes du disjoncteur ne pourrait être maintenue à la suite de l'extinction de l'arc [2]. Les limites précisées par cette norme permettent d'obtenir les enveloppes requises pour la simulation de cette tenue diélectrique, puis ces enveloppes comportent deux ou quatre paramètres. La série de normes 62271 répertorie également les essais de type qui doivent être réalisés dans le cadre de la mise en service d'un disjoncteur à haute tension.

Un réamorçage qui survient lors de la manœuvre d'ouverture d'un disjoncteur peut être un réamorçage thermique ou un réamorçage diélectrique. Le réamorçage thermique est causé par un refroidissement insuffisant du milieu de coupure au passage par zéro du courant, empêchant la déionisation complète du milieu de coupure. Le réamorçage diélectrique est causé par la progression de la tension transitoire de rétablissement (TTR) qui surpasse la tension de claquage du milieu diélectrique, à la suite de la coupure initiale du courant.

Les normes en vigueur permettent d'atteindre le niveau attendu des performances d'un disjoncteur. Cependant, certains phénomènes transitoires générés par la manœuvre de disjoncteur peuvent échapper à ces encadrements, ce qui peut provoquer des phénomènes indésirables sur le réseau électrique. Pour permettre de suivre le comportement de l'appareil étudié, des phénomènes transitoires particuliers peuvent être mesurés par les émissions électromagnétiques transitoires (EET) [3]. L'instrument novateur utilisé par Hydro-Québec pour mesurer l'occurrence de préamorçages, de réallumages et de réamorçages multiples se nomme « Diagnostics universels, non intrusifs et ciblés (UNIC) » [4]. Ces nouvelles méthodes de diagnostic sont développées dans le but d'offrir une aide à la décision pour les équipes responsables de la maintenance de l'actif. Les analyses qui en ressortent permettent de prendre en compte entre autres les différentes caractéristiques diélectriques des types principaux de disjoncteurs à haute tension. Il existe divers milieux de coupure selon les technologies de disjoncteurs : les disjoncteurs pneumatiques, les disjoncteurs à petit volume d'huile, les disjoncteurs à gros volume d'huile, les disjoncteurs à l'hexafluorure de soufre (SF_6) ou encore les disjoncteurs à vide. De plus, d'autres types de disjoncteurs sont encore au stade de recherche et développement : les disjoncteurs à gaz d'origine naturelle (N_2 , O_2 , CO_2 ou une combinaison de ces gaz), les disjoncteurs utilisant des composés perfluorés et les disjoncteurs à vide utilisés à des niveaux de tension supérieurs à 145 kV [5]. L'un des défis que pose la modélisation électromagnétique des disjoncteurs à haute tension est la polyvalence des modèles choisis, qui doivent permettre de simuler l'une ou l'autre de ces technologies de coupure. Un autre défi que présente la modélisation est de tenir compte de l'interaction à très haute fréquence entre les différentes chambres de coupure, pour les disjoncteurs ayant plusieurs chambres de coupure en série.

1.2 Description de la problématique

Certains disjoncteurs à haute tension sont munis de plusieurs chambres de coupure en série. En ouverture, ces multiples éléments de coupure en série permettent d'augmenter le pouvoir de coupure grâce à la diminution de la TTR que doit tenir chaque chambre lors d'un court-circuit. Des condensateurs de répartition sont parfois installés en parallèle des chambres

dans le but de répartir la tension le plus uniformément possible. Lors de la manœuvre de ces disjoncteurs à plusieurs chambres de coupure, des courants et des tensions transitoires sont générés entre les composantes d'un même pôle, que l'on nomme « intrapôles » dans ce mémoire. La figure 1.2 permet de visualiser des pôles de disjoncteurs à deux chambres de coupure, chacune ayant un condensateur de répartition en parallèle.



FIGURE 1.2 Trois pôles de disjoncteurs à gaz SF₆ munis chacun de deux chambres de coupure et de deux condensateurs de répartition

Les phénomènes transitoires liés à la répartition de tension dynamique lors d'une manœuvre sont peu documentés dans la littérature scientifique. De plus, il existe peu de systèmes de diagnostic et de modèles qui ont pour but de capter et analyser l'effet de ces phénomènes transitoires à haute fréquence. Des défaillances majeures des disjoncteurs ou des condensa-

teurs de répartition surviennent dans certains cas à cause d'une désynchronisation entre les chambres de coupures en série, lors d'une manœuvre [6]. Les préamorçages multiples ont été mesurés lors de la manœuvre de fermeture, avec le système de diagnostic UNIC [6]. Toutefois, l'effet sur la répartition de tension dynamique est mal connu.

Également, lors de la manœuvre d'ouverture d'un disjoncteur à haute tension à plusieurs chambres de coupure en série, les phénomènes des réallumages successifs ou des réamorçages peuvent survenir. Le problème peut être décrit ainsi : les phénomènes transitoires rapides liés aux préamorçages, aux préamorçages multiples, aux réallumages successifs et aux réamorçages sont peu connus du point de vue de la répartition dynamique de la tension entre les chambres de coupure et de l'intensité des courants intrapôles à haute fréquence. Des réallumages successifs sont plus susceptibles de survenir lors du fonctionnement normal d'un disjoncteur à vide, par rapport à d'autres technologies, étant donné une vitesse d'accroissement de la tension de rétablissement (VATR) rapide. Cependant, ce phénomène ne peut pas être simulé précisément sans tenir compte des caractéristiques de la rigidité diélectrique lors de l'extinction de l'arc électrique en ouverture. De plus, les réallumages successifs ne peuvent pas être étudiés indépendamment pour chaque chambre de coupure, en particulier pour la dernière chambre à ouvrir, si toutes les capacités intrinsèques et les éléments localisés ne sont pas pris en compte. Pour illustrer le phénomène des réallumages successifs, la figure 1.3 représente la tension se formant aux bornes d'un disjoncteur à vide avec une chambre de coupure lors de la manœuvre d'ouverture. Ce phénomène a été mesuré dans le passé [7]. Cette figure illustre ce phénomène propre aux disjoncteurs à vide, ce qui peut être accentué par la capacité du disjoncteur à couper un courant à plus haute fréquence. Cela implique un recouvrement diélectrique plus lent. Une faible vitesse de séparation des contacts est donc utilisée pour mieux schématiser le concept.

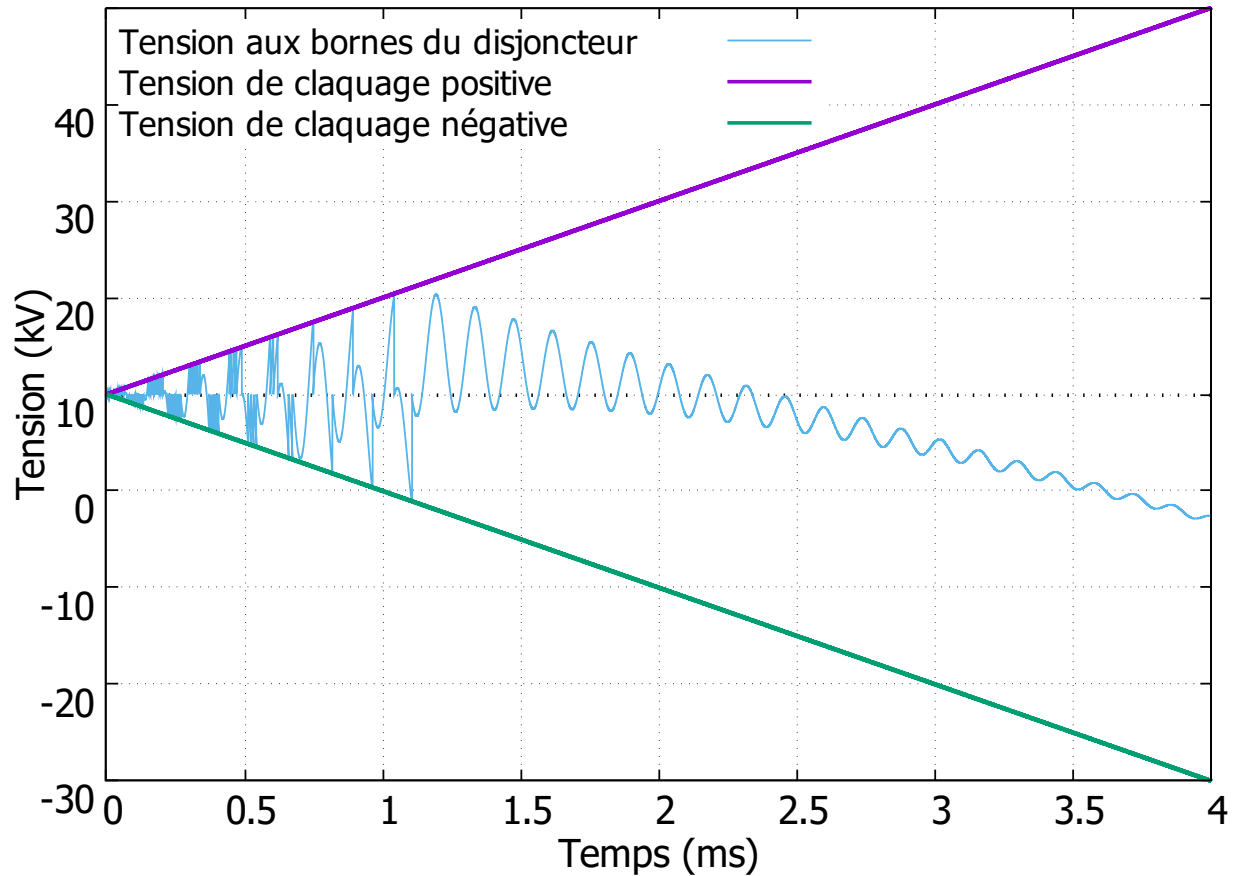


FIGURE 1.3 Phénomène des réallumages successifs aux bornes d'une bouteille à vide, lors de la manœuvre d'ouverture

Un préamorçage est l'événement de la manœuvre de fermeture qui survient lors de l'instant de formation du préarc. On peut visualiser ce phénomène sur la figure 1.1 à l'aide du préarc. Il a été démontré que plusieurs préamorçages peuvent survenir lors d'une même manœuvre [4]. Lors de la manœuvre de fermeture du disjoncteur muni de plusieurs chambres de coupure, différents cas peuvent survenir pour un préamorçage :

1. La fermeture simultanée dans chaque chambre (modèle idéalisé). Ce premier cas est un préamorçage qui se forme simultanément dans tous les éléments de coupure, lorsque ceux-ci sont bien synchronisés dans leur mouvement mécanique et ont les mêmes propriétés diélectriques (fermeture simultanée). Étant donné la simultanéité que sous-entend ce cas idéal, cette première situation est très peu probable en pratique ;
2. L'effet domino. Ce deuxième cas est plus probable : ce cas est causé par une faible désynchronisation mécanique (inférieure à quelques centaines de microsecondes). On nomme ce cas « effet domino » lorsqu'un élément en série préamorce et que la surtension qui apparaît sur les autres éléments provoque des préamorçages sur ces éléments.

Cet « effet domino » est nommé de cette manière dans le cadre de ce mémoire de maîtrise, parce que cette faible désynchronisation mécanique mène aux préamorçages en cascade des chambres de coupure. On peut considérer l'effet domino comme une manœuvre de fermeture normale ;

3. Un préarc hâtif qui se maintient. Ce troisième cas probable en fermeture est un préamorçage d'une seule chambre de coupure lors d'une désynchronisation mécanique, menant à un préarc qui se maintient un certain temps dans une seule chambre. Ce préamorçage d'une seule chambre de coupure peut causer une surtension sur les autres chambres ;
4. Un préarc hâtif qui s'éteint rapidement. Ce quatrième cas probable est encore causé par une désynchronisation menant à un premier préarc dans une chambre, mais ce premier préarc s'éteint rapidement. Ce phénomène conduit forcément aux préamorçages multiples. Dans ce scénario, l'extinction du premier préarc à haute fréquence peut théoriquement survenir après un demi-cycle de courant transitoire, donc après moins de quelques microsecondes. Cette décharge initiale s'apparente à une impulsion, étant donné la durée très faible du préarc. Une charge peut être piégée dans le condensateur de répartition et causer un déséquilibre dans la répartition de tension.

Pour un disjoncteur à deux chambres de coupure, les trois cas probables issus d'une faible désynchronisation mécanique sont représentés à la figure 1.4, c'est-à-dire le deuxième, le troisième et le quatrième cas. Pour ces trois scénarios, les tensions transitoires et les tensions de claquage de chaque élément de coupure sont affichées. À la figure 1.4 c), une charge piégée est prise en compte. Il est à noter que cette figure présente un aperçu schématisé de ces trois cas possibles, puis sert seulement à imaginer la problématique. Les tensions transitoires présentées ne sont pas exactes ; une simulation est nécessaire pour obtenir un résultat plus précis. Le premier cas décrit n'est pas représenté sur la figure 1.4, puisque c'est le cas d'un disjoncteur à haute tension n'ayant aucune désynchronisation mécanique et ce cas idéalisé est peu probable.

La problématique liée à l'étude transitoire de ces phénomènes réalistes est la suivante : la durée du préarc peut varier selon les propriétés du disjoncteur, ce qui influence la surtension aux bornes des condensateurs de répartition. Il est difficile de prédire dans quelle situation de la figure 1.4 se retrouvera le disjoncteur, lors d'une désynchronisation mécanique ou d'une disparité diélectrique entre les chambres de coupure. Cet aspect justifie le besoin d'approfondir l'étude. Les modèles disponibles dans les logiciels de simulation électromagnétique transitoire ne permettent pas de prendre en compte des paramètres relatifs à la durée d'arc autrement que par l'entrée manuelle de cette durée ou par une tentative de modélisation très complexe des paramètres d'un modèle d'arc pour le pôle complet du disjoncteur.

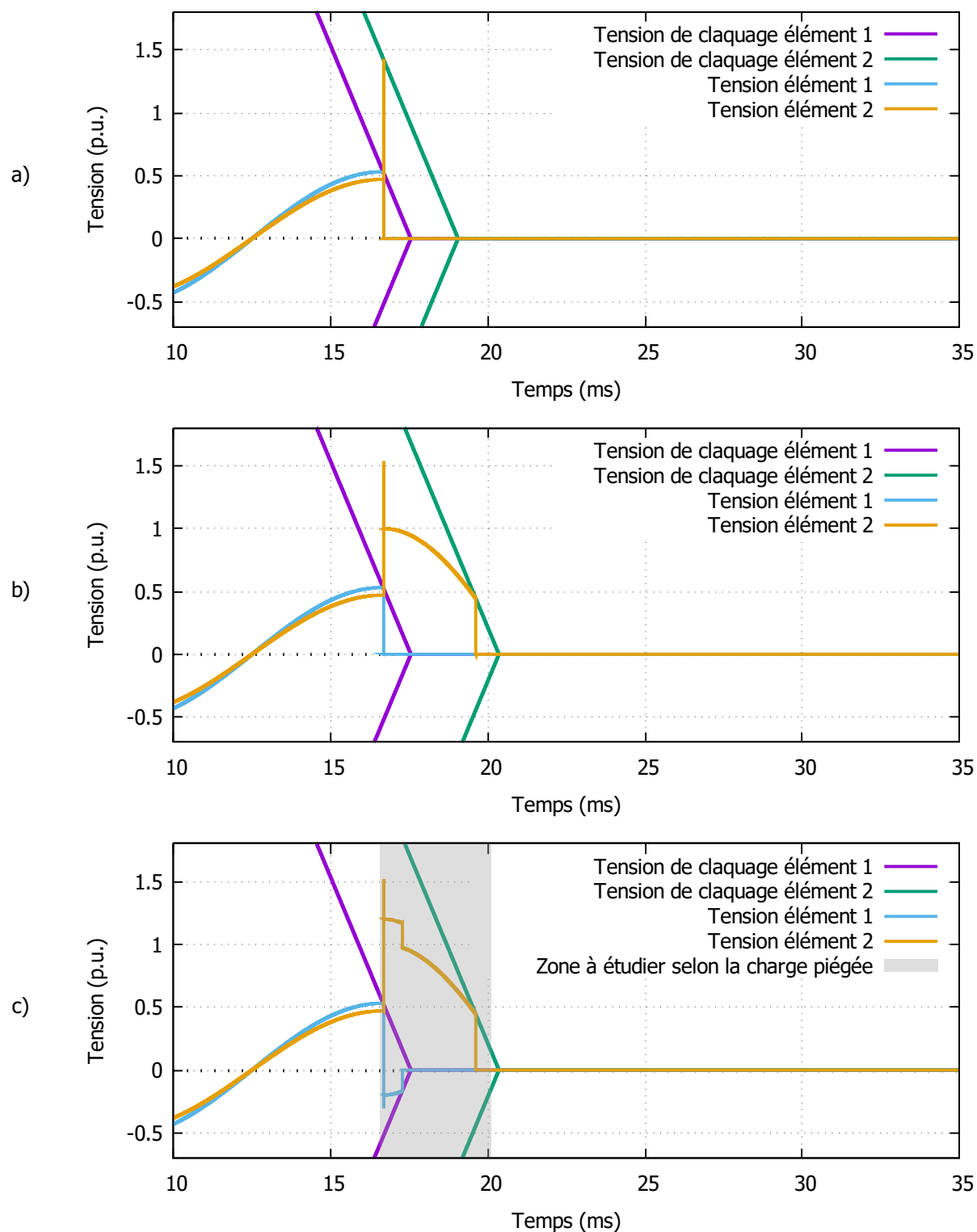


FIGURE 1.4 Trois cas réalistes d'un préamorçage lors de la manœuvre de fermeture d'un disjoncteur à deux chambres de coupure

a) L'effet domino b) Un préarc hâtif qui se maintient c) Un préarc hâtif qui s'éteint rapidement

1.3 Solution proposée

1.3.1 Modèles électromagnétiques d'un disjoncteur à plusieurs chambres de coupure

Les modèles qui sont proposés dans le présent mémoire de maîtrise visent à refléter le comportement des disjoncteurs à haute tension au meilleur des connaissances, tout en utilisant des outils de simulation disponibles. Le logiciel de simulation électromagnétique transitoire utilisé est EMTP [8]. Les modèles développés s'appliquent autant pour les manœuvres de fermeture que pour les manœuvres d'ouverture du disjoncteur, tout en permettant un contexte d'utilisation avec un temps de calcul raisonnable. Les modèles proposés permettent une robustesse acceptable au niveau de la convergence mathématique de la simulation. Ces modèles impliquent l'interaction électromagnétique intrapôle des éléments d'un disjoncteur à haute tension lors de la manœuvre, incluant les surtensions internes à l'appareil, des phénomènes transitoires à ultra haute fréquence (UHF) de l'ordre des mégahertz. Les simulations impliquent aussi des courants transitoires qui peuvent survenir sur le réseau électrique, de l'ordre des kilohertz, à très haute fréquence (THF).

Le contexte de simulation numérique par des éléments électriques discrets ou blocs fonctionnels (*lumped-element model*) plutôt que la modélisation par des systèmes distribués avec éléments finis impliquant la résolution des conditions aux frontières des équations de Maxwell permet la simplification de certains aspects physiques. L'utilisation des éléments discrets (ou éléments localisés) facilite le paramétrage du phénomène, en évitant la caractérisation très détaillée de la physique du disjoncteur, ce qui permet aux modèles d'être adaptés facilement à tout type de charge. Ainsi, l'étude proposée ne tient pas compte de la chimie, du comportement stochastique et des considérations thermodynamiques qui sont impliqués dans la manœuvre d'un disjoncteur. Lors d'une manœuvre d'ouverture réelle de disjoncteur à haute tension à gaz SF₆, par exemple, la coupure de l'arc électrique dans ce milieu isolant implique une résistivité changeante qui dépend de la thermodynamique de l'arc électrique, qui s'entretient dans un milieu ionisé conducteur.

En partant de modèles électromagnétiques transitoires (EMT) existants de disjoncteurs, de nouveaux paramètres de simulation et de modélisation sont développés pour représenter plus adéquatement les phénomènes transitoires des disjoncteurs à haute tension à plusieurs éléments de coupure. L'interaction électromagnétique entre les chambres de coupure et les phénomènes à UHF (de l'ordre des mégahertz) sont à la base des études réalisées. On peut formuler la solution principale comme suit : modéliser un disjoncteur avec plusieurs chambres de coupure en série, avec une commande unipolaire ou tripolaire et en considérant ses pro-

priétés (composantes intrinsèques/parasites) et son comportement à THF, c'est-à-dire pour des fréquences de 100 kilohertz à un mégahertz, tout en considérant ses caractéristiques diélectriques.

Un modèle logique est proposé dans ce mémoire pour la fermeture ou pour l'ouverture, un modèle programmé dans le logiciel EMTP. La coupure du courant ou l'établissement du courant de chaque chambre de coupure (ou interrupteur individuel) sont contrôlés par ces modèles logiques. Les modèles logiques de fermeture ou d'ouverture proposés dans ce mémoire peuvent être utilisés sur un réseau monophasé ou triphasé.

Les paramètres temporels des modèles proposés sont basés entre autres sur une structure de données stricte entourant la séquence temporelle d'événements, qui se déroule durant une manœuvre de disjoncteur. Cette structure de données temporelles a été définie précisément dans un article de 2020 [9]. Des détails concernant tous les éléments de la séquence temporelle d'événements lors d'une manœuvre de disjoncteur sont présentés à l'Annexe A.

Au chapitre 4, des cas d'étude sont présentés avec des simulations qui intègrent les différents modèles développés. Les résultats de ces simulations sont basés sur les modèles de ce mémoire de maîtrise, c'est-à-dire pour un disjoncteur comportant plusieurs chambres de coupure. Cette modélisation permet d'analyser les caractéristiques suivantes :

- Pour la manœuvre de fermeture :
 - La décroissance de la tenue diélectrique et les préamorçages pour chaque chambre de coupure ;
 - Les préamorçages multiples pour chaque chambre de coupure ;
 - L'effet domino, c'est-à-dire les préamorçages en rafale dans toutes les chambres de coupure en série ;
 - La manœuvre contrôlée pour différents types de charge.
- Pour la manœuvre d'ouverture :
 - La période d'arc par chambre de coupure et l'extinction d'arc dans le pôle complet ;
 - L'accroissement de la tenue diélectrique pour chaque chambre de coupure ;
 - Les réallumages simples, les réallumages successifs et les réamorçages pour chaque chambre de coupure ou pour tout le pôle ;
 - La TTR et ses caractéristiques.

Le modèle électromagnétique à plusieurs chambres de coupure comporte plusieurs paramètres de simulation. Les principaux paramètres modélisés sont les suivants :

- Les paramètres des éléments localisés du circuit équivalent sélectionné ;
- Pour la manœuvre de fermeture, le taux de décroissance de la tension de claquage (TDTC) présumé, un paramètre valable pour chaque chambre de coupure et donné

pour chaque polarité. Cela permet de combiner la rigidité diélectrique d'un milieu, la vitesse mécanique des contacts mobiles et les propriétés géométriques des contacts d'arc. Ce paramètre correspond au taux d'accroissement de la tension de tenue (TATC) pour la manœuvre d'ouverture ;

- Certains paramètres temporels relatifs au disjoncteur :
 - L'instant du début de la mise en mouvement des contacts mobiles pour la première chambre de coupure lors de la manœuvre de fermeture ($F.MM$) ;
 - L'instant de la séparation des contacts d'arc de la première chambre de coupure lors de la manœuvre d'ouverture ($O.SCA$) ;
 - L'écart de temps relatif à la désynchronisation mécanique, pour chaque chambre de coupure. Cet écart entre les chambres de coupure est l'écart entre les instants $F.MM$ de chaque chambre de coupure pour la manœuvre de fermeture ($\Delta F.MM$), ou encore entre les instants $O.SCA$ pour la manœuvre d'ouverture ($\Delta O.SCA$) ;
- La pente maximale du courant d'arc ($\overline{di/dt_{ext}}$) que peut interrompre une chambre de coupure donnée, en A/s. Ce paramètre théorique peut être trouvé par approximation à partir du pouvoir de coupure d'un disjoncteur donné, pour la manœuvre d'ouverture. Ce paramètre peut aussi être déterminé expérimentalement [7].

Les modèles compris dans ce mémoire ne comportent que certains des éléments temporels de la séquence. La simulation transitoire d'une manœuvre de disjoncteur donnée doit prendre en compte le bon type de charge et la source équivalente Thévenin appropriée.

Un modèle d'arc non linéaire adapté au besoin de modélisation peut être pris en compte ou non par l'utilisateur du modèle dans le logiciel EMTP, selon le niveau de détail souhaité. Une analyse détaillée des types de modèles d'arc électrique de coupure ou de préarc est réalisée dans la revue de littérature pour présenter la diversité de solutions possibles permettant de tenir compte de l'arc. Cependant, concernant les modèles d'arc électrique, il n'y a pas de développement mathématique nouveau réalisé dans les chapitres de modélisation de ce mémoire de maîtrise, alors les modèles utilisés proviennent de références du domaine, par exemple le modèle du type Cassie-Mayr-modifié [10, 11].

La désynchronisation entre les chambres de coupure est prise en compte indépendamment pour chaque chambre de coupure du modèle. L'effet de la polarité de la tension sur la courbe de tension de claquage peut également être pris en compte par l'utilisateur de manière simplifiée avec le taux de décroissance de la tension de claquage (TDTC) ou le taux d'accroissement de la tension de claquage (TATC). Il suffit d'entrer indépendamment le facteur géométrique λ pour chaque polarité. De plus, le moment d'extinction du premier préarc par chambre de coupure est déterminé à la fermeture à l'aide du paramètre de seuil de la pente du courant d'arc, c'est-à-dire le paramètre $\overline{di/dt_{ext}}$.

1.3.2 Champ d'application des modèles

Les modèles proposés dans ce mémoire de maîtrise peuvent être applicables aux technologies de disjoncteurs à haute tension suivantes : les disjoncteurs à air (ou disjoncteurs isolés avec des gaz d'origine naturelle tels que O_2 , CO_2 ou N_2) et les disjoncteurs à gaz SF_6 , munis d'une, de deux ou de quatre chambres de coupure. Les modèles pourraient éventuellement être valides pour les disjoncteurs à haute tension isolés avec des gaz alternatifs au SF_6 , par exemple, les mélanges de gaz avec perfluorocétones, des composés perfluorés étudiés pour leurs propriétés diélectriques. Ces modèles peuvent aussi être adaptés pour un nombre différent de chambres de coupure en série.

Les disjoncteurs à moyenne tension isolés avec un gaz peuvent également être modélisés par les outils proposés dans ce mémoire, par exemple pour les modèles à gaz SF_6 à une tension assignée de 25 kV. Par ailleurs, les conceptions novatrices de disjoncteurs à vide pour une tension assignée d'au moins 145 kV [5] peuvent être modélisées avec les outils présentés dans ce mémoire, en utilisant les propriétés de la rigidité diélectrique du vide et son effet sur les caractéristiques de la coupure. Les nouvelles conceptions de disjoncteurs à vide visent l'adaptation de ce type d'appareil à haute tension, ce qui implique la mise en série de plusieurs éléments de coupure pour permettre d'atteindre les tensions assignées souhaitées.

Il est important que les paramètres utilisés lors de la simulation de disjoncteurs à plusieurs éléments de coupure soient adaptés d'un milieu de coupure à l'autre, pour en refléter les caractéristiques qui lui sont propres. Par exemple, la courbe d'accroissement de la tension de claquage peut varier significativement d'un milieu à l'autre, selon le type de recouvrement diélectrique.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Modèles de disjoncteurs à une seule chambre de coupure

Dans la littérature scientifique, les modèles électromagnétiques de disjoncteurs représentent souvent l'appareil de connexion comme un seul interrupteur, soit l'équivalent électrique d'une unique chambre de coupure. Cette simplification est largement utilisée, autant dans un modèle d'un interrupteur idéal simple que pour la modélisation 3D complète par éléments finis d'une chambre de coupure donnée, simulation qui est réalisée le plus souvent lors de la conception des disjoncteurs pour en vérifier les caractéristiques électrostatiques. Par la suite, les chambres de coupure individuelles sont fréquemment mises en série sans modéliser le système complet dans son ensemble. Dans ce mémoire de maîtrise, on part de la prémisse qu'une chambre de coupure unique comporte des caractéristiques électriques très bien comprises et largement détaillées dans la littérature. Mais, c'est au niveau de l'interaction électromagnétique entre les différentes chambres de coupure que la littérature ne couvre pas tous les aspects du comportement à étudier. De prime abord, pour faire la cartographie des différents modèles électriques existants de disjoncteurs à haute tension, il est important de réaliser un court résumé des applications principales possibles avec un modèle simple. Certaines simulations de disjoncteurs en réseau peuvent être réalisées avec un modèle de disjoncteur comprenant une seule chambre de coupure, comme l'étude de la TTR. La TTR dépend largement du type de charge, où un modèle à une seule chambre de coupure représenterait un disjoncteur parfaitement synchronisé mécaniquement, permettant ainsi cette simplification. L'une des limites d'un modèle à une seule chambre de coupure est donc l'impossibilité de prendre en compte l'effet électrique d'une désynchronisation mécanique. Pour étudier la TTR d'une charge inductive, on peut commencer par simplifier le problème de modélisation et utiliser des équations analytiques de circuits RLC [12].

2.1.1 Circuits simples RLC : équations différentielles

Les surtensions de manœuvre du disjoncteur peuvent être simplifiées à l'aide d'équations analytiques. Pour pouvoir regrouper plusieurs cas de scénarios d'ouverture ou de fermeture, il est possible d'utiliser un circuit équivalent basé sur un circuit RLC, formé d'éléments localisés. Les équations différentielles qui découlent de ces circuits peuvent permettre d'analyser le réseau complexe comme l'un des circuits RLC existants et déjà résolus de manière analytique. Ce circuit d'étude a ses limites quant à la fréquence naturelle du circuit, qui est unique. De

plus, une telle étude analytique ne prend pas en compte la vitesse de propagation d'onde, qui peut affecter le circuit étudié, entre autres dans les cas de simulation nécessitant des modèles de ligne de transport. Les équations théoriques de base des composantes d'un circuit RLC (éléments localisés) sont présentées en 2.1 et en 2.2.

$$U_L(t) = L \cdot \frac{di(t)}{dt} \quad (2.1)$$

$$U_C(t) = \int \frac{i(t) \cdot dt}{C} \quad (2.2)$$

Dans les équations 2.1 et 2.2, U_L est la tension aux bornes de la bobine (en volts), U_C est la tension aux bornes du condensateur (en volts), $i(t)$ est le courant (en A), L est l'inductance (en henrys) et C est la capacité (en farads). Quatre types de circuits RLC sont utilisés pour représenter les cas de scénarios d'ouverture de disjoncteurs [12]. La forme de l'équation différentielle de la tension ou du courant pour chaque cas d'étude avec le circuit RLC est une équation différentielle linéaire d'ordre deux, comme l'équation générique 2.3 présentée ci-dessous.

$$a \frac{d^2 f(t)}{dt^2} + b \frac{df(t)}{dt} + cf(t) = K \quad (2.3)$$

Dans cette équation, a , b , c et K sont des coefficients et f est la fonction à déterminer pour chacun des types de circuits RLC. Comme exemple d'un circuit RLC, on se concentre uniquement sur le circuit RLC série avec une tension U_0 piégée aux bornes du condensateur, comme à la figure 2.1. Les équations aux frontières de ce système sont les quatre équations suivantes [12] :

$$\begin{aligned} U(0) &= U_0 \\ \frac{dU(0)}{dt} &= 0 \\ d_s &= \frac{R}{R_C} \\ R_C &= 2\sqrt{\frac{L}{C}} = 2Z_0 \end{aligned}$$

Dans ces quatre équations, d_s est le facteur d'amortissement, R_C est la résistance critique et Z_0 est l'impédance caractéristique du circuit de la figure 2.1.

Ce circuit équivalent peut être utilisé pour l'étude de la tension transitoire de rétablissement (TTR) pour une charge inductive, ou encore pour le réamorçage d'une charge capacitive. Le circuit RLC simplifie également le comportement de la décharge d'un premier condensateur de répartition (R_p , L_p et C_p) lors d'une manœuvre de fermeture avec désynchronisation mé-

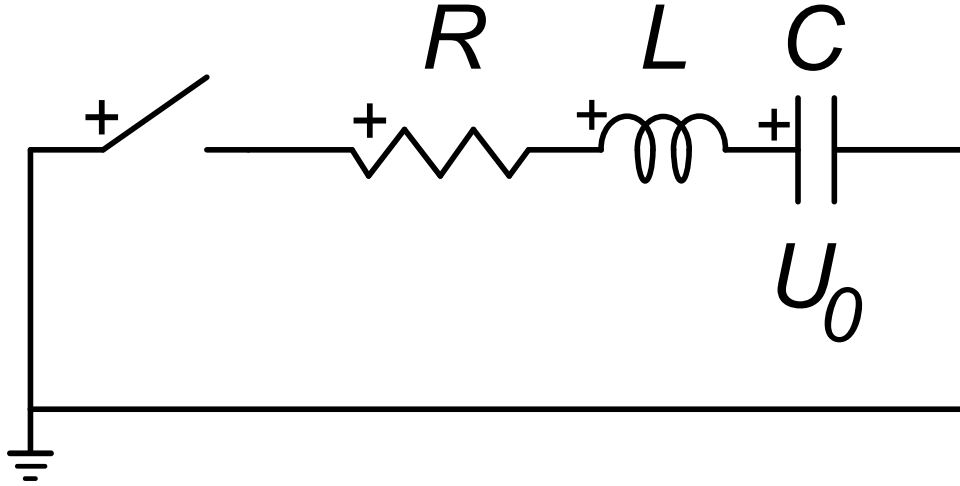


FIGURE 2.1 Circuit RLC en série, condensateur initialement chargé

canique importante, tel que décrit dans d'autres recherches [3, 13]. Cependant, les équations analytiques ont leurs limites pour des scénarios complexes et dans ce cas, le comportement transitoire doit être étudié à l'aide de la simulation numérique. Les équations analytiques ne permettent pas l'étude détaillée des réallumages et des réamorçages, dont les caractéristiques transitoires dépendent entre autres des appareils électriques connectés à proximité du disjoncteur à haute tension. Une limite d'un modèle analytique est donc l'impossibilité de prendre en compte les phénomènes transitoires causés par le poste électrique, à cause de la fréquence de résonance unique implicite à un modèle RLC analytique. L'équation 2.4 est souvent utilisée dans la littérature, régissant le type de circuit RLC comme celui de la figure 2.1. La formule est de même type que pour l'équation générique 2.3 [1] pour U , la tension aux bornes du condensateur après fermeture de l'interrupteur.

$$\frac{d^2U}{dt^2} + \frac{R}{L} \frac{dU}{dt} + \frac{U}{LC} = 0 \quad (2.4)$$

La résolution de cette équation dans le domaine de Laplace donne ces réponses transitoires pour le circuit de la figure 2.1, immédiatement après la fermeture de l'interrupteur [12] :

1. En fort amortissement $((d_s)^2 > 1)$:

$$U(t) = U_0 e^{-d_s t_g} \left[\cosh \sqrt{(d_s)^2 - 1} t_g + \frac{d_s}{\sqrt{(d_s)^2 - 1}} \sinh \sqrt{(d_s)^2 - 1} t_g \right] \quad (2.5)$$

2. En amortissement critique $((d_s)^2 = 1)$:

$$U(t) = U_0 e^{-d_s t_g} (1 + t_g) \quad (2.6)$$

3. En faible amortissement $((d_s)^2 < 1)$:

$$U(t) = U_0 e^{-d_s t_g} \left[\cos \sqrt{1 - (d_s)^2} t_g + \frac{d_s}{\sqrt{1 - (d_s)^2}} \sin \sqrt{1 - (d_s)^2} t_g \right] \quad (2.7)$$

Dans les équations 2.5, 2.6 et 2.7, U_0 est la tension initiale aux bornes du condensateur étudié et le paramètre t_g est le « temps générique ». L'expression de t_g est détaillée en 2.8, en utilisant le temps réel t [12].

$$t_g = \frac{t}{\sqrt{LC}} \quad (2.8)$$

Ces équations permettent entre autres de déterminer analytiquement les cas limites de sur-tension de manœuvre pour l'établissement de courant avec une charge capacitive (manœuvre de fermeture sur une crête de tension opposée à la charge piégée). Le circuit RLC permet aussi d'analyser la coupure de courant inductif (manœuvre d'ouverture impliquant une forte TTR).

L'étude analytique a toutefois ses limites. Dans de nombreux cas, les équations analytiques ne peuvent pas permettre d'analyser le comportement d'un réseau électrique. À ce moment, cela nécessite la discrétisation du système et l'utilisation d'un logiciel de simulation électromagnétique. La simulation peut permettre l'étude transitoire de la manœuvre d'un disjoncteur. Par exemple, l'étude du pouvoir de coupure requis pour un disjoncteur donné doit prendre en compte plusieurs paramètres des lignes de transport, des transformateurs de puissance et d'autres appareils électriques de poste, qui ne peuvent être simplifiés davantage sous forme analytique. Dans ce cas, la simulation numérique de type *Electromagnetic Transients* (EMT) est requise et une résolution analytique ne peut pas répondre au besoin.

2.1.2 Phénomènes électromagnétiques transitoires

Les manœuvres d'ouverture et de fermeture suivent une séquence d'événements mécaniques et électriques qui peut être documentée de manière chronologique. Des éléments de séquence sont relevés par différents systèmes de mesure ou systèmes d'acquisition de données en ligne lors de manœuvres de disjoncteurs, puis peuvent être nommés et documentés avec un code distinctif pour bien circonscrire dans le temps les événements et indicateurs propres aux disjoncteurs à haute tension [9]. Une liste des éléments de séquence pouvant être enregistrés lors d'une manœuvre est donnée en Annexe A.

Les modèles de disjoncteurs à haute tension existants dans les logiciels de simulation de type EMT sont basés pour la plupart sur des interrupteurs idéaux dont le comportement est influencé par la topologie du réseau électrique. Plusieurs outils de simulation existent pour considérer l'effet de préarcs, de réallumages et de réamorçages. Pour la manœuvre du disjoncteur à haute tension, les spécifications actuellement acceptées et qui doivent être respectées sont contenues dans la série de normes CEI 62271. Par exemple, on y retrouve les enveloppes à quatre paramètres pour les séquences d'essais T100 et T60, puis les enveloppes à deux paramètres pour les séquences d'essais T30 et T10 dans le contexte d'un disjoncteur de tension assignée supérieure à 100 kV [2]. Ces limites à respecter sont une référence dans le domaine de l'étude de la TTR. Bien que cette notion d'enveloppe de la TTR soit centrale à l'étude des préamorçages, des réallumages et des réamorçages, un autre élément peut être simulé lors de l'ouverture du disjoncteur : l'arc électrique.

2.1.3 Arc électrique

Lors de la manœuvre d'ouverture du disjoncteur à haute tension, la modélisation de l'arc électrique, les conditions à respecter pour une extinction de l'arc adéquate et le recouvrement diélectrique sont des aspects importants à considérer pour le modèle de disjoncteur à haute tension. L'arc électrique peut être modélisé en sa plus simple expression par un élément résistif de valeur nulle ou très faible. Dans ce cas, on simplifie largement l'équation en utilisant une résistance d'arc R_{arc} de 0Ω . Autrement, en considérant l'arc électrique, on doit le plus souvent prendre en compte son comportement non linéaire.

Au début du 20^e siècle, un ouvrage documentait un modèle mathématique représentant les décharges disruptives en se basant sur des mesures de tensions de claquage et de caractéristiques I-V [14]. Townsend a alors théorisé les conditions requises pour créer une avalanche électronique, qui dépend du coefficient d'ionisation α et de l'espacement entre les plaques d'un échantillon d [14]. D'autres ouvrages précédents documentaient aussi l'ionisation des

gaz en simplifiant certaines équations de la thermodynamique pour approximer la tension d'arc, tel que présenté à l'équation 2.9 [15].

$$R_{\text{arc}}(t) = \frac{\kappa_T \cdot d}{\int_0^t I(t) dt} \quad (2.9)$$

Dans l'équation de Toepler, $I(t)$ est le courant de l'arc, d est l'espacement entre les électrodes et κ_T est une constante en $\frac{V \cdot s}{m}$ [15]. Cette équation considère la température d'arc comme croissante et ne prend pas en compte la période d'équilibre thermique de l'arc électrique. D'autres modèles d'arc électrique dynamiques sont largement utilisés dans le domaine de la simulation électromagnétique. Ces modèles ont été initialement théorisés par Cassie et Mayr. Le modèle de Cassie représente la partie de l'arc au moment où le courant est élevé et lorsqu'il n'y a pas de passage par zéro du courant, comme le présente l'équation 2.10 [16].

$$\frac{1}{R} \frac{dR}{dt} = \frac{1}{\theta} \left(1 - \frac{v^2}{E_0^2} \right) \quad (2.10)$$

Cette équation 2.10 utilise E_0 , la tension constante en régime permanent et θ , la constante de temps de l'arc (en secondes) qui est proportionnelle à l'énergie accumulée par unité de volume par rapport au taux de pertes d'énergie par unité de volume. L'équation est obtenue à partir des équations d'arc électrique de l'article de Cassie publié en 1939 dans une brochure technique du Conseil international des grands réseaux électriques (CIGRE) [16]. Puis, le modèle d'arc électrique de Mayr prend en compte la pente de la tension et représente bien le comportement de l'arc près du passage par zéro du courant. Les paramètres du modèle d'arc de Mayr sont donnés à l'équation 2.11 [17].

$$\frac{1}{r_a} \frac{dr_a}{dt} = \frac{1}{\theta} \left(1 - \frac{v_a i_a}{P_0} \right) \quad (2.11)$$

Pour l'équation de Mayr, la puissance représentant les pertes P_0 (en W) est considérée constante. Des auteurs ont par la suite adapté le modèle de Mayr en ajoutant l'effet de la résistance d'arc sur la constante de temps de l'arc et sur la puissance P_0 , tel que le montrent les équations 2.12 et 2.13 [11].

$$\theta = A(r_a)^\alpha \quad (2.12)$$

$$P_0 = B(r_a)^\beta \quad (2.13)$$

Dans ces équations, les paramètres A , B , α et β sont des constantes propres à un pôle de disjoncteur donné, pour un milieu de coupure donné. Avdonin a publié un article en 1975 sur la méthode suggérée pour extraire les paramètres d'essais en laboratoire [18]. Ces modèles

d'Avdonin (*modified-Mayr* ou Mayr-modifié) et de Cassie sont toujours largement utilisés de nos jours dans le domaine de la simulation EMT. Ce sont les modèles les plus appropriés pour représenter le comportement de l'arc électrique dans une chambre de coupure. Par contre, tous ces modèles représentant le comportement thermodynamique de l'arc nécessitent de nombreux paramètres à mesurer à l'aide d'un banc d'essai, ce qui est particulièrement onéreux. Le fait que les modèles de Cassie, Mayr et Avdonin soient non linéaires complique la convergence de l'algorithme de ces modèles, lorsqu'ils sont implantés dans des outils de simulation de type EMT.

D'autres modèles électriques permettent également de simuler la tension d'arc dans le cas d'un arc électrique libre dans l'air. Un article utilise la simulation du comportement de l'arc électrique libre dans l'air à l'aide de l'équation 2.14 [19]. Dans cette équation du phénomène dynamique de l'arc électrique, u_a est la tension d'arc, i_a est le courant d'arc et les paramètres U_a , U_b , I_0 et R_δ sont des paramètres définissant la forme d'onde de la tension d'arc. Le paramètre ζ permet de prendre en compte un bruit gaussien. Le courant I_0 doit être non nul. Le courant i_b est défini par l'équation 2.15.

$$u_a(t) = (U_a + U_b \frac{I_0}{i_b(t)} + R_\delta |i_b(t)|) \text{sgn}(i_a) + \zeta \quad (2.14)$$

$$i_b(t) = \begin{cases} I_0 & \text{si } |i_a(t)| < I_0 \\ |i_a(t)| & \text{si } |i_a(t)| \geq I_0 \end{cases} \quad (2.15)$$

Cette modélisation de l'arc dans l'air ne s'applique pas spécifiquement au cas d'un arc contenu dans un milieu de coupure de disjoncteur à haute tension, mais permet de représenter analytiquement le caractère non linéaire de l'arc électrique. Ce modèle est fidèle à la réalité pour un arc électrique dans l'air, mais n'est pas déterministe. Cependant, la partie stochastique de l'équation peut être négligée [19]. Également, comme pour les modèles de Cassie, Mayr et Avdonin, la grande quantité de paramètres à prendre en compte nécessite des essais dans des laboratoires à haute tension pour bien paramétrer les constantes. Pour cette raison, il n'est pas pratique d'adapter ce modèle dans le cadre de simulations électromagnétiques transitoires.

2.1.4 Taux de décroissance et taux d'accroissement de la tension de claquage

Lorsque le disjoncteur à haute tension demeure en position ouverte, la tension de claquage aux bornes de ses contacts d'arc peut s'approximer à l'aide de la loi de Paschen, détaillée en 1889 [20]. Cette loi n'est valide que s'il n'y a aucun apport d'électrons libres venant de l'extérieur du système, alors elle prévaut seulement pour la tension de claquage entre

deux électrodes lorsqu'aucun mouvement de pièces mécaniques n'est observé à l'intérieur du disjoncteur. L'effet de la vitesse de déplacement des contacts doit être pris en compte pour déterminer le TATC après une extinction de l'arc en ouverture. Le même exercice peut être réalisé pour le TDTC. De plus, la loi de Paschen est une simplification de la physique qui ne prend pas en compte la distribution du champ électrique. La loi de Paschen est applicable seulement pour les cas de champ homogène, donc pour un facteur de champ unitaire. En pratique, la loi de Paschen peut être une bonne approximation pour les champs électriques non homogènes qui s'approchent d'un facteur de champ unitaire. À la figure 2.2, voici un exemple de courbes de Paschen à 50 Hz pour le claquage du mélange de gaz SF_6 et N_2 , figure inspirée de [21, 22]. Sur cette figure, p est la pression du gaz et d est l'espacement entre les contacts.

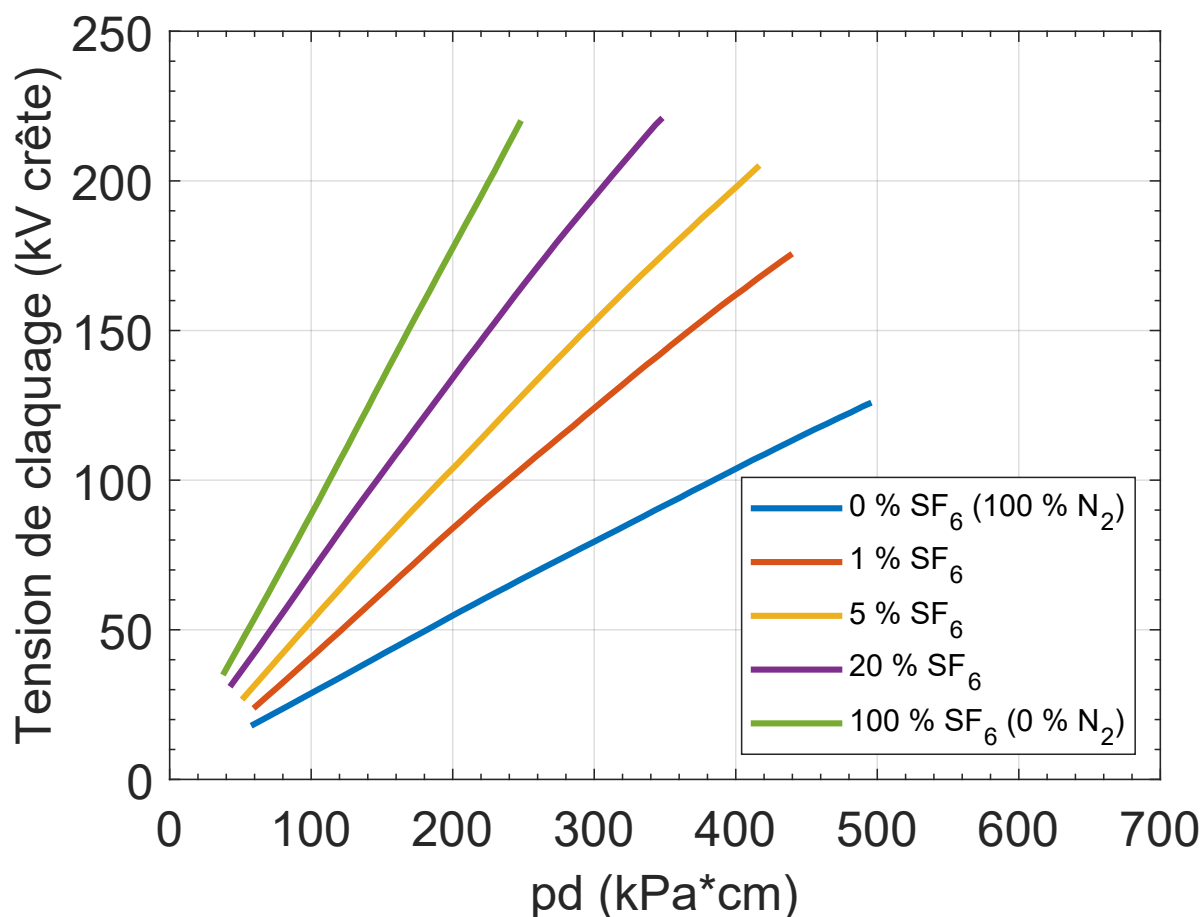


FIGURE 2.2 Courbes de Paschen mesurées pour différentes proportions de gaz SF_6 et N_2

Une publication a explicité l'effet du taux de décroissance de la rigidité diélectrique (TDRD) (*Rate of Decrease of Dielectric Strength* (RDDS)) sur les manœuvres de fermeture en modélisant la tension de claquage comme une droite ayant une pente négative [23]. Cette droite est influencée par les propriétés du milieu isolant du disjoncteur et par la vitesse des contacts mobiles, tel que présenté à l'équation 2.16 [23].

$$RDDS = \frac{dU_b}{dt} = \frac{U_b}{dx} \cdot \frac{dx}{dt} = E_b(x) \cdot v_c(x) \quad (2.16)$$

Dans l'équation de Krüsi, le paramètre RDDS est le taux de décroissance de la rigidité diélectrique, U_b est la tension de claquage, E_b est la rigidité diélectrique (en V/m) et $v_c(x)$ est la vitesse des contacts mobiles, approximée comme une vitesse constante. Pour la simplification de ce calcul, les grandeurs sont données en valeurs absolues. L'équation 2.16 est présentée telle quelle dans la source. L'opérateur d a possiblement été omis dans l'équation de l'article. Bien que ce modèle simplifié soit utile pour l'étude de la manœuvre contrôlée, il ne permet pas de prendre en compte l'effet de la géométrie des contacts. Une courte discussion est présentée en Annexe B à propos des concepts de tension de claquage, rigidité diélectrique, tension de tenue et champ électrique, pour permettre de démêler certains concepts qui peuvent être confondus.

2.2 Modèles de disjoncteurs à plusieurs chambres de coupure

Cette section concerne les modèles de disjoncteurs à haute tension formés de plusieurs éléments de coupure en série. Tel que mentionné précédemment, un disjoncteur à haute tension comporte souvent plusieurs éléments de coupure, ou chambres de coupure, dans le but de répartir la tension uniformément entre ces éléments en série. La répartition de tension aux bornes de chaque élément de coupure est réalisée grâce à des condensateurs de répartition connectés en parallèle aux éléments de coupure, ce qui forme un diviseur de tension capacitif en position ouverte [24]. Des scientifiques ont réalisé des simulations par éléments finis d'un disjoncteur à cinq chambres de coupure en série pour en déterminer les capacités parasites [25]. Une capacité parasite entre le sol et la chambre de coupure de l'ordre de 20 à 60 pF avait alors été calculée pour ce type de modèle de disjoncteur à une tension assignée de 765 kV.

En 2011, on a modélisé un disjoncteur à deux chambres de coupure à l'aide d'éléments localisés et de paramètres intrinsèques à plus haute fréquence, comme le montre la figure 2.3 qui est inspirée du circuit d'analyse qui est présenté dans cet article [13]. Ce circuit équivalent permet d'analyser les émissions électromagnétiques transitoires pour une manœuvre d'un

disjoncteur à deux chambres de coupure par pôle [6]. Le comportement électromagnétique de chaque condensateur de répartition était alors représenté par des éléments localisés (R_p , L_p , C_p). Ce modèle de disjoncteur à plusieurs chambres de coupure permet de reproduire les surtensions transitoires et les courants d'appel pouvant créer un stress électrique sur les condensateurs de répartition.

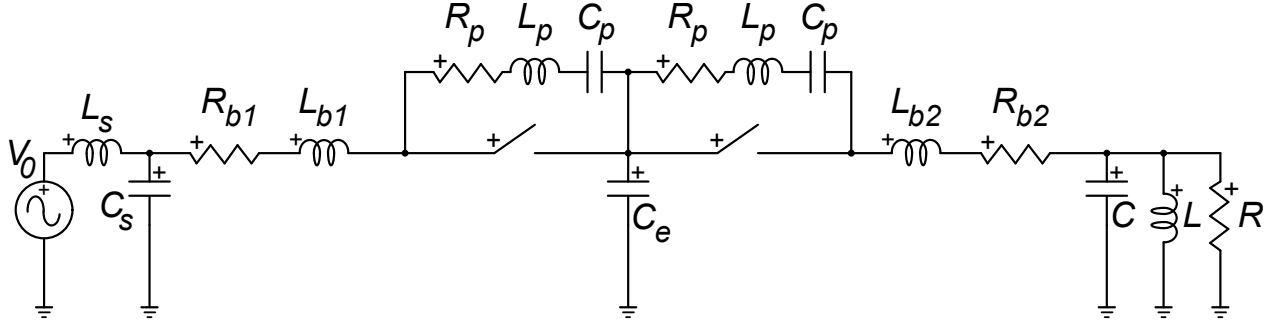


FIGURE 2.3 Circuit unifilaire équivalent d'un disjoncteur à deux chambres de coupure par pôle, avec des condensateurs de répartition

Bien que ce circuit équivalent permette de bien modéliser les préamorçages multiples, il ne permet pas de considérer la tension de claquage et les phénomènes de réallumages ou de réamorçages par chambre de coupure. En étudiant les transitoires de ce type de modèle, il faut considérer la répartition de tension entre les éléments en série.

2.2.1 Répartition de tension

Dans les nouveaux développements industriels de modèles de disjoncteurs, les niveaux de tension que permettent les disjoncteurs à cuve mise à la terre à une seule chambre de coupure sont de plus en plus élevés. Également, les niveaux de tension assignée de disjoncteurs à vide à une seule chambre de coupure sont de plus en plus élevés. Par contre, pour les nouveaux modèles de disjoncteur à cuve sous tension de 800 kV, il est toujours nécessaire d'utiliser plusieurs chambres de coupure en série. Offerts par certains manufacturiers, plusieurs modèles de disjoncteurs à gaz SF_6 (cuve sous tension) ne nécessitent plus de condensateur de répartition, et ce, jusqu'à des tensions assignées de 550 kV. Aux niveaux de tension supérieurs à 550 kV, les modèles récents de disjoncteurs à cuve sous tension possèdent des condensateurs de répartition la plupart du temps.

La brochure technique numéro 368 du CIGRE détaille l'équation analytique permettant de déterminer les valeurs maximales de tension pour une répartition de tension inégale, avec les équations 2.17 et 2.18 [26]. Dans ces deux équations, V_{pI} est la tension de l'élément de

coupure du côté source, V_{p2} est la tension de l'élément de coupure du côté charge, V_0 est la tension réseau du côté source, C_e est la capacité parasite à la terre et V_m est la tension réseau du côté charge.

$$V_{p1} = \frac{\Delta V_0(C_e + C_p) - \Delta V_m C_p}{2C_p + C_e} \quad (2.17)$$

$$V_{p2} = \frac{\Delta V_0 C_p - \Delta V_m(C_e + C_p)}{2C_p + C_e} \quad (2.18)$$

Les condensateurs de répartition usuels possèdent une capacité (C_p) de 1600 pF pour les modèles d'un manufacturier en particulier [26]. Cela permet d'assurer une bonne répartition de tension entre les chambres de coupure. Beaucoup de documentation existe concernant la répartition statique de la tension se formant aux bornes des éléments de coupure qui sont connectés en série [1, 27], mais cette analyse se concentre le plus souvent sur le comportement du disjoncteur en régime permanent. La répartition dynamique de la tension lors de la manœuvre est beaucoup moins documentée dans la littérature du domaine de l'appareillage électrique.

2.2.2 Répartition dynamique de tension et milieux de coupure

Le présent mémoire présente une modélisation pouvant s'appliquer autant aux disjoncteurs à gaz SF₆ qu'aux disjoncteurs à vide. Le cas particulier de la répartition de tension liée à la mise à série de bouteilles à vide doit être étudié. Pour les disjoncteurs à vide, de récents développements académiques et industriels étudient les caractéristiques et l'optimisation de la mise en série de plusieurs chambres de coupure, ce qui s'inscrit dans un long historique de développement technologique des disjoncteurs à vide à des niveaux de tension de transport. La brochure technique numéro 589 du CIGRE présente l'historique des initiatives en ce sens, jusqu'en 2014 [28]. Des auteurs ont réalisé un banc d'essai d'un prototype de disjoncteur à vide muni de deux bouteilles à vide de tension assignée de 145 kV chacune, pour en étudier la répartition de tension dynamique. Selon leurs mesures, l'ajout de condensateurs de répartition de 500 pF permettait d'atteindre une tension crête de 547 kV lors de la tension transitoire de rétablissement, répartie à 58 % et à 42 % sur les deux bouteilles à vide respectives [29]. La mise en série de deux chambres de coupure permettrait alors une hausse de 25 % de la tension assignée [29]. Par contre, le banc d'essai ne permettait pas de reproduire une désynchronisation mécanique entre les chambres ni de trouver la limite de désynchronisation maximale acceptable pour le vide. En 2017, un article a été publié faisant la mise à jour d'un algorithme d'analyse précédent, en permettant d'étudier le phénomène des réallumages

successifs [7]. Cette analyse des phénomènes à haute fréquence réalisée avec *ABB Corporate Research* permet de considérer l'effet du courant d'arrachement et du seuil limite de la dérivée du courant d'arc di/dt sur les surtensions transitoires et sur le phénomène des réallumages successifs. On y modélise entre autres une fonction permettant de calculer la variation de la valeur de du courant d'arrachement pour une bouteille à vide donnée [7, 30], tel que présenté à l'équation 2.19.

$$i_{ch} = (2\pi f \hat{I} \alpha \beta)^q \quad (2.19)$$

Dans cette équation, α , β et q sont des constantes mathématiques, f est la fréquence industrielle du réseau et $\hat{I}$ est l'amplitude du courant de la charge. Cette modélisation spécifique aux disjoncteurs à vide ne prend pas en compte la mise en série de plusieurs éléments de coupure ni la courbe d'accroissement de la tension de claquage. Concernant les disjoncteurs à vide, l'un des plus hauts niveaux de tension assignée ayant été conçu est 363 kV. Ce disjoncteur est muni de 12 bouteilles à vide, ce qui permet d'atteindre cette tension assignée élevée pour la technologie à vide [31]. Bien que cette solution soit novatrice, cet agencement en parallèle nécessite de petites inductances en série à prendre en compte pour chaque branche parallèle et une synchronicité précise est requise. Également, des auteurs ont publié un autre article en 2022 à propos de cette architecture composée de 12 bouteilles à vide, testée sur un banc d'essais [32], avec un mécanisme d'entraînement à plus grande vitesse. La brochure technique du groupe de travail 3.41 du CIGRE a récemment publié un ouvrage sur différentes technologies alternatives au gaz SF₆, incluant le vide [5].

Un autre milieu de coupure explicitement modélisé dans ce mémoire est le gaz SF₆. Depuis plusieurs années, de nombreux auteurs ont étudié les propriétés diélectriques de ce gaz performant, mais ce gaz représente également le plus puissant gaz à effet de serre (GES) connu. Une source estime que le potentiel de réchauffement planétaire (PRP) du gaz SF₆ est 31 000 fois celui du CO₂, sur une période de 500 ans [33]. Le PRP très élevé du SF₆ ainsi que les politiques climatiques en matière de réduction des émissions de GES poussent les fournisseurs d'électricité à restreindre l'utilisation de ce gaz.

En 1979, des auteurs ont réalisé une revue de littérature spécifiquement sur la question de la tension de claquage des mélanges de gaz avec SF₆ [21]. La mise en série de plusieurs systèmes de contacts différents isolés dans un gaz SF₆ et leur effet sur la tension de claquage individuelle ont moins été étudiés. Une thèse de doctorat concerne les phénomènes probabilistes liés aux transitoires très rapides (*very fast transients*), permettant d'adresser cet enjeu du point de vue de la coordination diélectrique [34]. Cette source détaille l'effet d'un système multicontacts sur les caractéristiques et les probabilités de la tension de claquage. Différents essais ont été effectués pour mesurer les caractéristiques diélectriques et la coordination diélectrique d'un

assemblage de contacts d'arc et de contacts permanents. L'auteur démontre entre autres un effet marqué de la polarité électrique sur la tension de claquage [34]. Cela justifie le fait qu'un système utilisant deux éléments de coupure en série ou plus ne peut pas être simplement simulé comme un seul ensemble de contacts, du point de vue stochastique des conditions permettant la formation d'un arc électrique. Cependant, ce travail de recherche précédent ne traduit pas ces notions importantes sous forme d'un modèle de simulation de type EMT.

2.2.3 Méthodes de mesure des EET

La modélisation à plusieurs chambres est plus précise et complète, mais nécessite des outils de diagnostic spécialisés pour permettre de capter certaines caractéristiques lors de la manœuvre du disjoncteur. Le phénomène peu étudié des préamorçages multiples durant une manœuvre d'un disjoncteur mécaniquement désynchronisé peut mener à la défaillance majeure du disjoncteur, dans un cas limite atypique. Un outil de mesure des émissions électromagnétiques transitoires (EET) a été conçu pour permettre de déterminer la position et l'instant précis des préamorçages pour les disjoncteurs à haute tension à plusieurs chambres de coupure, un outil de diagnostic de disjoncteurs non intrusif [35]. Cet appareil de diagnostic de disjoncteurs à haute tension utilise la méthode du *Time Difference of Arrival* (TDOA) pour repérer le positionnement spatial du premier préamorçage et ainsi l'élément de coupure dans lequel il est survenu. L'équation 2.20 est utilisée pour déterminer le TDOA de chaque préamorçage, réallumage ou réamorçage, avec D_{jk} , la distance entre l'antenne j et l'EET au point k , D_{ik} la distance entre l'antenne i et l'EET au point k , puis c la vitesse de la lumière [6].

$$TDOA_{ji}^k = \frac{D_{jk} - D_{ik}}{c} \quad (2.20)$$

Au niveau du comportement du disjoncteur à haute tension à des fréquences très rapides ou ultra-rapides (UR), c'est-à-dire de l'ordre du kilohertz à quelques mégahertz, un article présente un modèle incluant les valeurs de capacités intrinsèques provenant de simulations par éléments finis [36]. Ce modèle offre la possibilité d'utiliser une complexité variable pour la charge, l'interrupteur et le milieu de coupure. Cette modélisation se traduit en un circuit équivalent avec éléments localisés prenant en compte également l'effet de la résistance d'arc électrique et l'effet de peau, mais ne permet pas de simuler la manœuvre d'un disjoncteur pour tous les milieux de coupure possible.

CHAPITRE 3 MODÉLISATION THÉORIQUE D'UN DISJONCTEUR COMPORTANT PLUSIEURS CHAMBRES DE COUPURE

3.1 Étude de sensibilité des paramètres d'un circuit de référence

3.1.1 Cadre de l'étude

La précision et la complexité d'un modèle de disjoncteur peuvent varier considérablement en fonction du niveau souhaité de détails. Le modèle le plus simple, d'un côté, est un interrupteur idéal qui permet de basculer instantanément entre une résistance nulle et une résistance infinie. Un autre modèle simple est connu dans le logiciel EMTP : l'interrupteur idéal, un modèle qui établit un courant instantanément et qui coupe le courant au passage par zéro du courant.

À l'autre extrême, la modélisation multiphysique par éléments finis en 3D d'une ou de plusieurs chambres de coupure est possible. Cependant, cela requiert une grande quantité de calculs et la connaissance des conditions aux frontières. Les simulations par éléments finis demandent l'utilisation de logiciels complexes et ne peuvent représenter que quelques instants d'un phénomène. Ce type de modélisation est utilisé par les fabricants de disjoncteurs pour étudier les détails fins de la conception et doit être refait pour tout type de disjoncteur.

Un modèle mitoyen est présenté dans cette section. Le modèle utilise les éléments électriques localisés pour représenter le disjoncteur dans sa complexité, sous forme d'un circuit équivalent. L'étude de sensibilité appliquée à ce modèle a pour but d'aider à visualiser et à comprendre l'effet de chaque paramètre du circuit proposé, nommé « circuit de référence ». Cette analyse approfondie permet ensuite de justifier la pertinence d'inclure ou non la composante en question à un circuit sélectionné, utilisé dans les chapitres suivants. Le comportement transitoire analysé dans cette section comporte les caractéristiques intrapôles spécifiques au disjoncteur à plusieurs chambres, c'est-à-dire des surtensions de manœuvre et des courants transitoires.

Un balayage paramétrique est réalisé pour évaluer la sensibilité. Chaque paramètre est varié à partir d'une valeur inférieure à celle du circuit de référence (50 %), jusqu'à une valeur supérieure à celle du circuit de référence (150 %). Dans les cas où c'est possible, le paramètre est retiré du circuit de référence (0 % ou près de 0 %) de manière à en visualiser l'effet.

3.1.2 Présentation du circuit de référence

Pour être réalisée, l'étude de sensibilité doit comprendre les paramètres de simulation du circuit de référence (balayage des paramètres) en plus de paramètres additionnels (comparaison), pour pouvoir déterminer quels paramètres seront conservés ou omis.

Lorsqu'aucune valeur de référence n'est trouvée directement dans la littérature ou par un essai, elle sera établie de façon à mieux corrélér avec des mesures intermédiaires connues (par exemple, le paramètre de l'équation 3.1) [3]. Les simulations de cette étude de sensibilité sont réalisées pour une désynchronisation mécanique importante entre les chambres de coupure, ce qui représente un cas d'étude central aux simulations transitoires à plusieurs chambres. Il s'agit alors d'un préarc hâtif qui s'éteint rapidement (lettre *c*) de la figure 1.4 en Introduction).

Cette étude de sensibilité est réalisée avec un modèle comportant deux chambres de coupure par pôle. Le modèle à deux chambres peut être mis en série pour obtenir un modèle à quatre chambres de coupure par pôle, pour modéliser les disjoncteurs à cuve sous tension à une tension assignée de 800 kV comportant deux modules de deux éléments de coupure par phase, comme un disjoncteur à gaz SF₆ actuellement offert commercialement. Cette duplication en série d'un modèle à deux chambres correspond bien à la physique d'un disjoncteur pour chaque pôle, donc pour chaque phase (A, B, C). Cependant, étant donné les distances plus élevées pour ce niveau de tension assignée, certaines capacités du circuit doivent être ajustées. Le circuit équivalent du disjoncteur pourrait être mis à l'échelle aisément pour n'importe quel nombre de chambres de coupure, ce pourquoi le circuit de référence présenté ne compte que deux chambres de coupure. En partant du modèle présenté en 2014 qui se retrouve dans la revue de littérature [6], une liste d'éléments localisés et de paramètres est obtenue et présentée à la Figure 3.1. Les paramètres L_{racc} , C_{i-ab} , C_{i-bc} , C_{i-ca} , $C_{b,1}$, $C_{b,2}$, R_{arc} et C_{TC} sont ajoutés en partant du circuit équivalent de [6, 13].

La majorité des paramètres du circuit de référence sont déterminés à partir de la littérature. La liste suivante définit chacun des paramètres du circuit de référence étudié :

- U_S est la tension triphasée efficace du réseau simulé (kV RMS) ;
- L_s est l'inductance équivalente de la source (H) ;
- C_s est la capacité équivalente de la source (F) ;
- R_p est la résistance d'amortissement du condensateur de répartition (Ω) ;
- L_p est l'inductance série du condensateur de répartition (H) ;
- C_p est la capacité du condensateur de répartition (F) ;
- C_e est la capacité parasite entre les éléments de coupure du disjoncteur et la terre (F) ;

- C_{TC} est la capacité parasite du transformateur de courant (F) ;
- $C_{b,1}$ et $C_{b,2}$ sont les capacités équivalentes du jeu de barres adjacent (modèle en π) (F) ;
- R_{arc} est la résistance du préarc d'une chambre de coupure, simplifiée par une constante qui ne dépend pas du temps (Ω) ;
- L_b est l'inductance du jeu de barres adjacent (modèle en π) (H) ;
- R_b est la résistance d'amortissement du jeu de barres (Ω) ;
- L_{racc} est l'inductance du raccordement entre le pôle du disjoncteur et le transformateur de courant, ou entre le pôle du disjoncteur et le jeu de barres adjacent lorsqu'il n'y a pas de transformateur de courant (H) ;
- C_{ch} est la capacité d'une charge capacitive (F) et L_{CLR} est l'inductance de limitation de courant de la charge capacitive (H) ;
- C_{i-ab} , C_{i-bc} et C_{i-ca} sont les capacités interphases du pôle (F).

Le circuit de référence est présenté par un schéma unifilaire, à l'exception des paramètres de chaque chambre de coupure, qui eux sont présentés par phase avec une teinte distincte, sur la figure 3.1.

Le Tableau 3.1 liste les valeurs des paramètres de référence de ce circuit, ainsi que la justification de ces choix. Dans ce tableau, la valeur de L_{racc} est approximée à partir d'une fréquence de 400 MHz qui a été mesurée dans le passé avec l'outil de diagnostic utilisant les EET [3]. La valeur de L_{racc} est donc basée sur une fréquence de résonance présumée, à partir de cette mesure, où $f_{0,UHF}$ est la fréquence de résonance maximale du circuit de référence. Le paramètre L_{racc} est isolé dans les équations 3.1 et 3.2.

$$f_{0,UHF} \approx \frac{1}{2\pi\sqrt{(C_{TC} + C_{b1,2} + C_e) \times L_{racc}}} = 400 \text{ MHz} \quad (3.1)$$

$$L_{racc} \approx \frac{1}{[2\pi(f_{0,UHF})]^2(C_{TC} + C_{b1,2} + C_e)} \approx 0,21 \text{ nH} \quad (3.2)$$

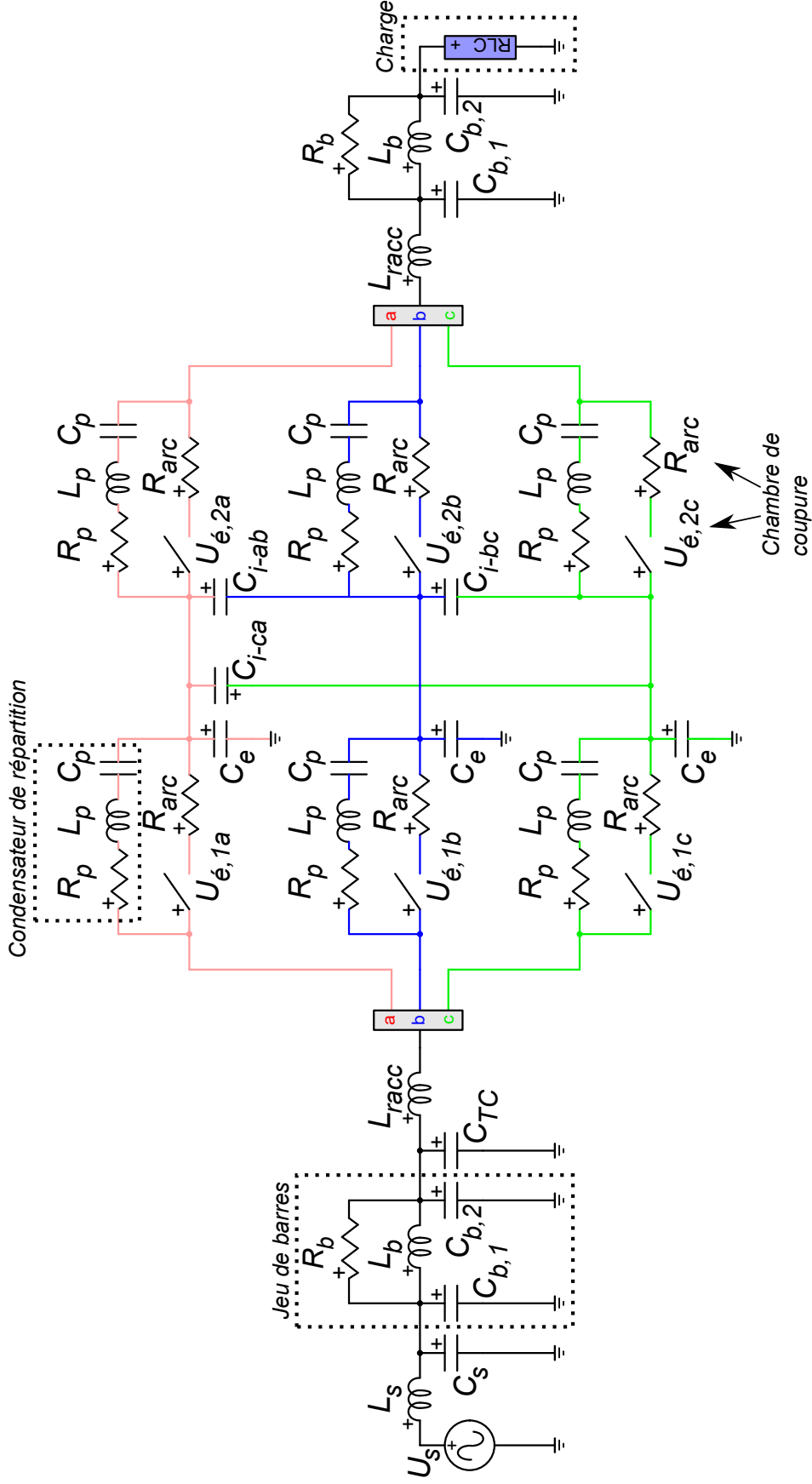


FIGURE 3.1 Circuit de référence de l'étude de sensibilité des paramètres

TABLEAU 3.1 Paramètres utilisés pour le circuit de référence, à partir desquels est réalisé chaque balayage paramétrique

Symbole	Valeur de référence	Explication
U_S	230 kV RMS	Tension triphasée de source du circuit de référence.
L_s	12 mH	Valeur du circuit de [13].
C_s	60 nF	Valeur du circuit de [13].
R_p	7,75 Ω	Valeur du circuit de [13].
L_p	0,84 μ H	Valeur du circuit de [13].
C_p	1600 pF	Valeur de référence d'un condensateur de répartition, brochure technique 368 du CIGRE [26].
C_e	130 pF	Valeur du circuit de [13].
C_{TC}	450 pF	Valeur maximale présentée comme capacité parasite d'un transformateur de courant, selon la norme IEEE C37.011-2019 [37].
$C_{b,1}, C_{b,2}$	180 pF	Valeur maximale présentée comme capacité parasite d'un jeu de barres, selon la norme IEEE C37.011-2019 [37]. Une longueur de 20 mètres (séparée en deux pour le modèle en π) est posée pour le jeu de barres modélisé, à une tension assignée de 245 kV.
R_{arc}	0,53 Ω	Valeur minimale modélisée pour un arc électrique dans l'air [38]. Il est à noter que l'impédance d'arc varie en fonction de la tension d'arc, du courant d'arc et du milieu. Le fait de considérer R_{arc} comme constante est une simplification pour le circuit de référence.
L_b	20 μ H	Valeur du circuit de [4], pour un jeu de barres de 20 mètres.
R_b	10 k Ω	Valeur du circuit de [4], pour un jeu de barres de 20 mètres.
L_{racc}	0.21 nH	Cette très faible inductance permet d'ajouter une fréquence de résonance correspondant à la fréquence d'amplitude maximale mesurée avec des EET, à 400 MHz [3]. L'inductance L_{racc} est isolée dans l'éq. 3.1.
C_{ch}, L_{CLR}	5 μ F, 1 mH	Charge capacitive de 5 μ F. L'inductance L_{CLR} est ajoutée en série avec la charge capacitive pour former Z_{ch} . Valeurs tirées de [6].
$C_{i,ab}, C_{i,bc}, C_{i,ca}$	18 pF	Valeur approximée à partir de la valeur de capacité parasite de jeu de barres de 18 $\frac{\text{pF}}{\text{m}}$, en prenant en compte une distance d'un mètre entre les éléments de coupure d'une même phase.

3.1.3 Objectif des simulations de l'étude de sensibilité

Plusieurs simulations ont été effectuées à l'aide du circuit de référence afin de déterminer la sensibilité de certains de ses paramètres. Les résultats sont présentés dans la suite de ce chapitre, notamment sur les figures 3.2, 3.3, 3.4, 3.5 et 3.8. Pour toutes ces simulations, le premier préamorçage est simulé du côté source, sur une seule chambre de coupure de la phase A. Les pôles des autres phases sont encore en position ouverte, comme si une chambre de coupure du pôle A manœuvrait en avance. L'instant du préamorçage $t_{pré,a1}$ de l'élément de coupure du côté source de la phase A est à 0,05 μ s. Le préamorçage dure un délai minimum $\Delta t_{pré,a1}$ de 0,05 μ s, donc le préarc s'éteint au prochain passage par zéro du courant survenant après l'instant t de 0,10 μ s. Ces courtes durées permettent une simulation détaillée, afin de reproduire le cas limite des surtensions transitoires de manœuvre les plus fortes pour un préamorçage. La durée de simulation est de 10 μ s, pour en visualiser les effets transitoires à UHF sur la chambre de coupure du côté charge. Le pas de simulation est de 1 ns.

Les simulations de la figure 3.5 a) démontrent que la surtension causée par le préamorçage est la plus élevée pour un préarc hâtif qui s'éteint après un demi-cycle du courant de décharge et lorsque le préamorçage survient sur la crête de la tension réseau de la phase A. Il est légèrement plus probable que le préamorçage survienne sur la crête de tension. Cette probabilité est encore plus élevée pour les disjoncteurs à mécanisme d'entraînement lent. La distribution de la probabilité de préamorçage selon l'angle de la tension est déterminée mathématiquement dans un article [9].

Pour étudier la répartition de tension, on peut utiliser le facteur de répartition. Le facteur de répartition est le ratio de la tension maximale aux bornes de la chambre du côté source, par rapport à la tension source divisée par N chambres de coupure par pôle. En position ouverte, la crête de tension nominale de l'élément de coupure du côté source de la phase A ($\hat{U}_{é,1a,nom}$) est présentée à l'équation 3.3, pour un facteur de répartition de référence F_R d'une valeur de 1,1 et pour un N de 2 chambres de coupure. Cela reflète la tension crête assignée en position ouverte, pour le condensateur de répartition du côté source, lorsque les sectionneurs sont en position fermée et une borne du disjoncteur est mise à la terre.

$$\hat{U}_{é,1a,nom} = \frac{U_S \times F_R}{N} \sqrt{\frac{2}{3}} = \frac{230 \text{ kV} \times 1,1}{2} \sqrt{\frac{2}{3}} \approx 103,29 \text{ kV} \approx 0,55 \text{ p.u.} \quad (3.3)$$

Théoriquement, lors d'une répartition statique de la tension aux bornes d'un disjoncteur en position ouverte à deux chambres de coupure, la valeur crête de la tension aux bornes de la chambre de coupure de la phase A du côté de la source $\hat{U}_{\acute{e},1a}$ est donnée tel qu'il est présenté à l'équation 3.4 [26].

$$\frac{\hat{U}_{\acute{e},1a}}{\hat{U}_S} = \frac{C_{p2} + C_e}{C_{p1} + C_{p2} + C_e} \quad (3.4)$$

Dans le cas particulier du circuit de référence étudié dans ce chapitre, le facteur de répartition en position ouverte lorsqu'une des bornes du disjoncteur est mise à la terre, F_R , est calculé à l'équation 3.5.

$$F_R = \frac{C_{p2} + C_e}{C_{p1} + C_{p2} + C_e} \times N = \frac{1600 \text{ pF} + 130 \text{ pF}}{1600 \text{ pF} + 1600 \text{ pF} + 130 \text{ pF}} \times 2 \approx 1,039 \quad (3.5)$$

Cette équation définit la tension nominale statique en régime permanent qui s'applique en position ouverte, sur l'élément de coupure avec la plus forte tension. Dans le cas du circuit de référence étudié, il s'agit de la tension crête présentée à l'équation 3.6.

$$\hat{U}_{\acute{e},1a} \approx 0,5195 \text{ p.u.} \approx 97,56 \text{ kV} \quad (3.6)$$

Un balayage paramétrique est réalisé pour certains paramètres du circuit présentés ici pour en vérifier leur influence sur les surtensions de manœuvre à UHF.

3.1.4 Balayage paramétrique en fermeture

Pour chaque balayage paramétrique du circuit de référence en fermeture, les figures 3.2, 3.3, 3.4 et 3.5 montrent les effets des variations d'un seul paramètre ou d'une seule catégorie de paramètres à la fois. Pour chaque balayage d'un même paramètre, le graphique de gauche de la figure présente le courant de décharge du premier préamorçage de l'élément de coupure du côté source ($i_{\acute{e},1a}$), puis le graphique de droite présente la tension aux bornes de l'élément de coupure du côté charge ($U_{\acute{e},2a}$), donc la tension du condensateur de répartition du côté charge. L'élément de coupure du côté charge demeure en position ouverte pour toutes les simulations de ce balayage paramétrique. L'effet à UHF est visualisé seulement pour une très courte durée de simulation, alors la tension de la charge n'est pas d'intérêt pour cette étude, qui porte sur les effets transitoires intrapôles (à l'intérieur d'un pôle). Sur les figures 3.2, 3.3, 3.4 et 3.5, chaque couleur de courbe représente une simulation du balayage paramétrique, puis la courbe de couleur verte représente la simulation initiale réalisée en utilisant le circuit de référence.

3.1.4.1 Paramètres du condensateur de répartition

La figure 3.2 présente le balayage des paramètres du condensateur de répartition à partir du circuit de référence, c'est-à-dire R_p , L_p et C_p . On remarque que l'inductance L_p et la capacité C_p affectent la fréquence de la décharge du préamorçage hâtif dans la chambre de coupure du côté source. L'équation 3.7 permet d'estimer cette fréquence du courant de décharge du circuit de référence, nommée ici $f_{0,p}$.

$$f_{0,p} \approx \frac{1}{2\pi\sqrt{C_p \times L_p}} = 4,34 \text{ MHz} \quad (3.7)$$

Cette fréquence varie selon le balayage des paramètres L_p et C_p pour le courant de décharge du préamorçage. Cela affecte la tension du condensateur de répartition de la deuxième chambre de coupure. Le paramètre L_p affecte la tension de crête de la deuxième chambre de coupure (U_{p2}). Le paramètre C_p influence surtout la fréquence de la surtension. La résistance d'amortissement du condensateur de répartition R_p a un effet significatif sur la surtension observée sur la 2^e chambre de coupure, tel que remarqué à la figure 3.2. En a), lorsque la résistance est omise et que la fréquence de décharge à UHF n'est pas amortie, une forte surtension est observée.

3.1.4.2 Capacités intrinsèques

Les trois types de capacités intrinsèques qui sont variés dans ce balayage paramétrique présenté à la figure 3.3 sont la capacité du transformateur de courant C_{TC} en même temps que la capacité du jeu de barres $C_{b1,2}$, la capacité parasite C_e et les trois capacités interphases C_{i-ab} , C_{i-bc} et C_{i-ca} . En a), on remarque un faible effet du balayage du paramètre C_{TC} en amont de la première chambre de coupure. Cela affecte la fréquence d'oscillation au moment de la crête de tension U_{p1} . En b), on remarque un faible effet pour la modification de la capacité parasite C_e , surtout parce que le facteur de répartition est faible. Pour ce balayage paramétrique, la capacité C_e est de l'ordre du 1/10 de C_p , comme le montre la figure. Finalement, en c), on observe que les capacités interphases ont peu d'influence puisqu'elles sont largement inférieures aux capacités des condensateurs de répartition C_p .

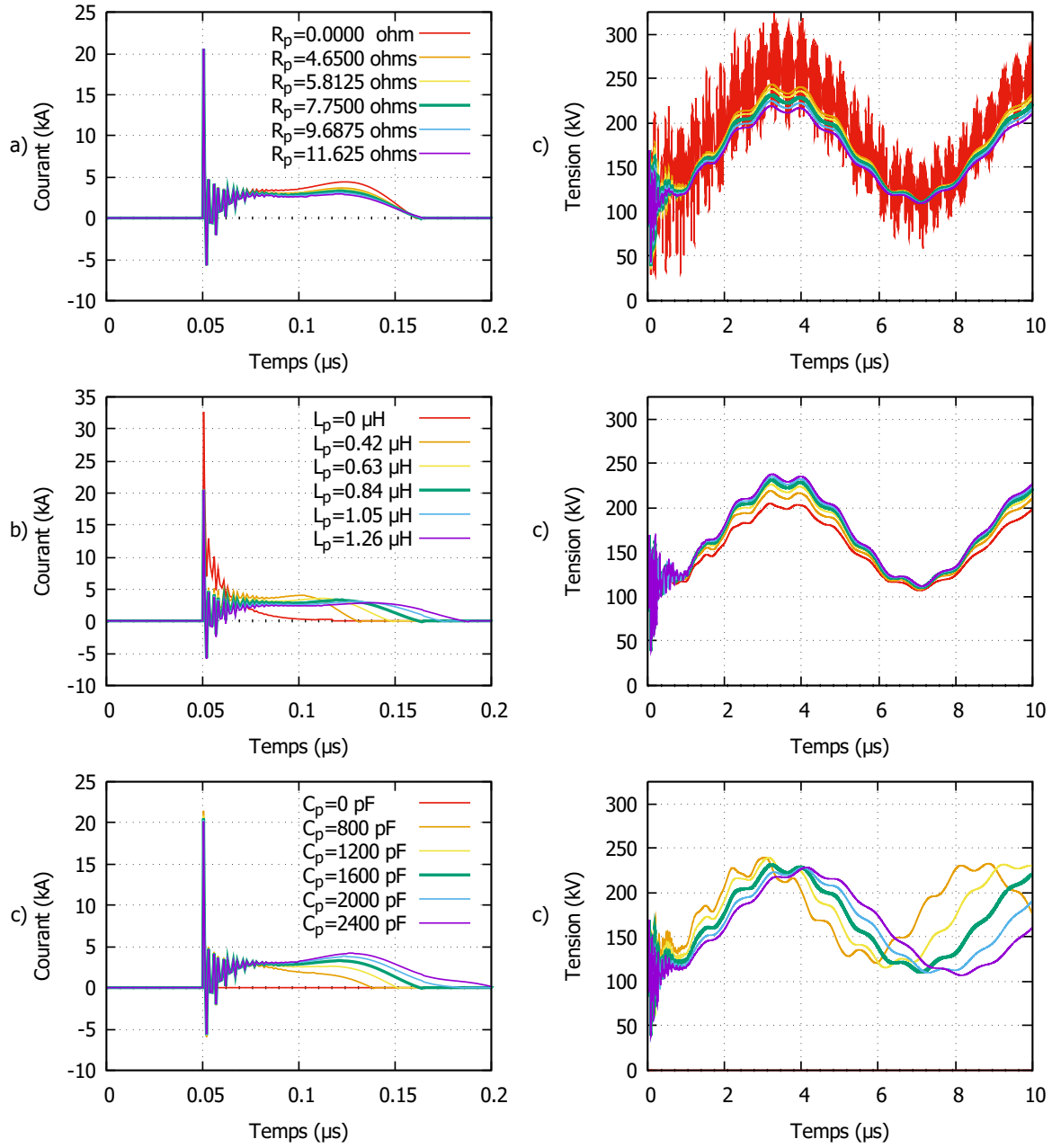


FIGURE 3.2 Balayages des paramètres du condensateur de répartition a) R_p b) L_p c) C_p

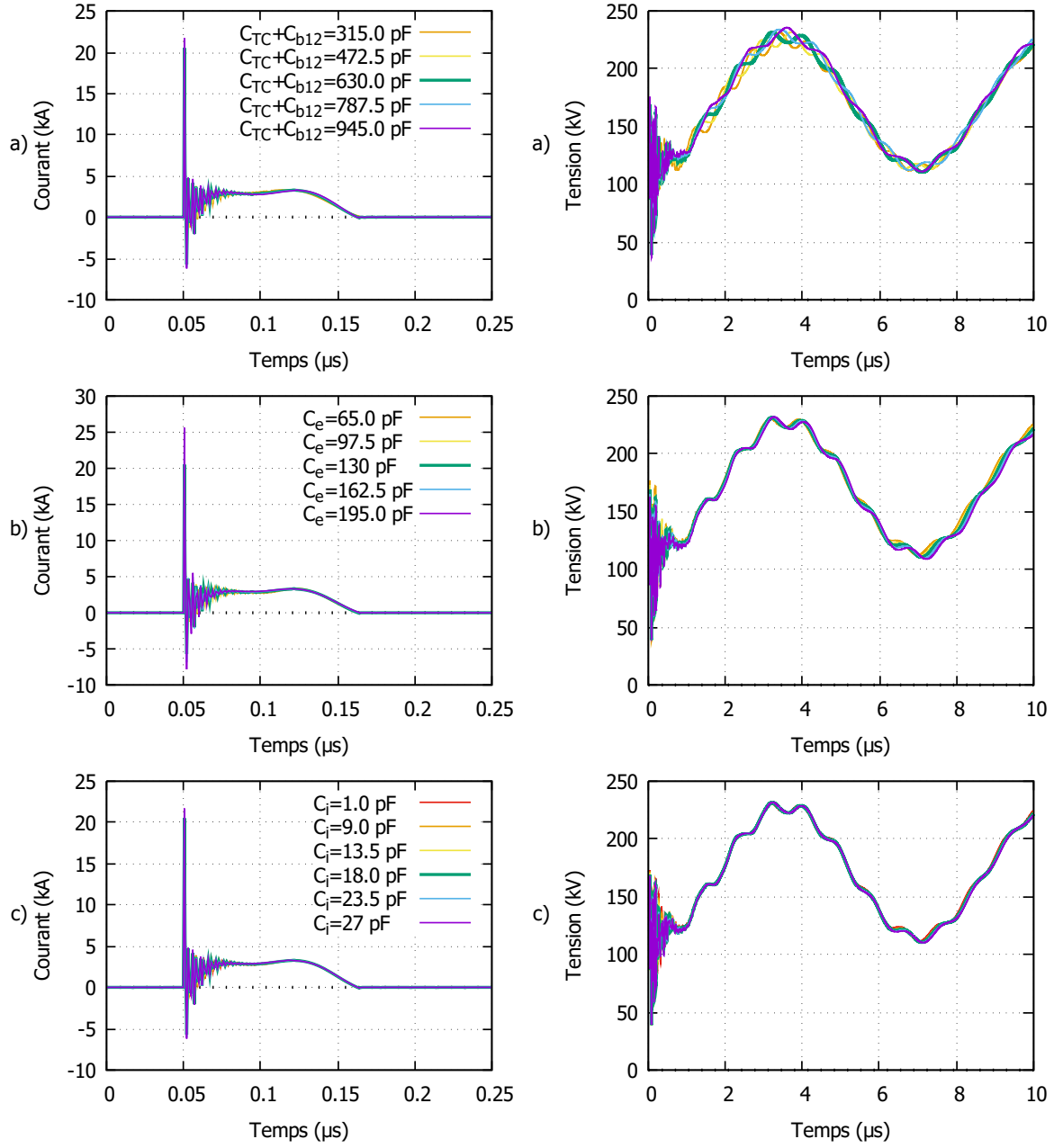


FIGURE 3.3 Balayages des paramètres de capacités intrinsèques
a) C_{TC} et $C_{b1,2}$ b) C_e c) Les trois paramètres C_i ensemble

3.1.4.3 Inductances du circuit

Ce balayage des paramètres fait varier les valeurs d'inductance du circuit de référence. Uniquement pour la simulation de l'inductance L_{racc} , le pas de simulation est divisé par deux pour améliorer la précision. Cela correspond à un pas de simulation t_{pas} de 0,5 ns pour le balayage de L_{racc} . Pour toutes les autres simulations de l'étude de sensibilité, le pas de simulation t_{pas} est de 1 ns. La figure 3.4 présente les résultats de simulation pour le balayage de L_b , L_{racc} et L_{CLR} . On remarque que l'inductance L_{racc} a très peu d'influence sur les résultats de simulation, à l'exception de la première décharge à UHF, qui atteint une impulsion d'environ 40 kA dans le pire cas, par rapport à environ 25 kA d'impulsion pour le circuit de référence. L'inductance L_b influence la fréquence d'oscillation secondaire, comme on observe en a) sur la figure, pour la tension du condensateur de répartition du côté charge. La valeur de L_{CLR} affecte grandement la fréquence d'oscillation de la surtension de manœuvre intrapôle, mais affecte à peine le premier pic de tension du condensateur de répartition du côté charge, c'est-à-dire U_{p2} .

3.1.4.4 Courant de décharge et angle de la tension

Le balayage des paramètres de la durée du préarc $\Delta t_{pré}$, de l'angle de la tension et du courant d'arrachement est présenté à la figure 3.5. La surtension de manœuvre de la chambre de coupure du côté charge est à son maximum lorsque le préarc ne dure qu'un demi-cycle, pour sa décharge à haute fréquence. L'angle de tension a une influence marquée sur la tension intrapôle, qui est maximale lorsque l'angle de la tension $\angle \vec{U}_{S,a}$ est à 0° , c'est-à-dire lorsque le préamorçage commence sur la crête de tension. L'arrachement de courant a peu d'effet sur la surtension observée sur le condensateur de répartition du côté charge, puisque le courant coupé est à haute fréquence. Alors, l'énergie emmagasinée dans les inductances adjacentes est faible lors du courant d'arrachement i_0 , même pour le cas simulé de 15 A. Cette faible influence concerne seulement le préarc en fermeture de cette étude de sensibilité, ce qui est différent du cas de la manœuvre d'ouverture. Pour approximer l'intensité de l'arrachement de courant, l'équation 3.8 est souvent utilisée dans la littérature [1]. Dans cette équation, λ_{ch} est le *facteur d'arrachement*, N est le nombre de chambres de coupure et C_p est la capacité parallèle au disjoncteur.

$$i_0 = \lambda_{ch} \sqrt{NC_p} \quad (3.8)$$

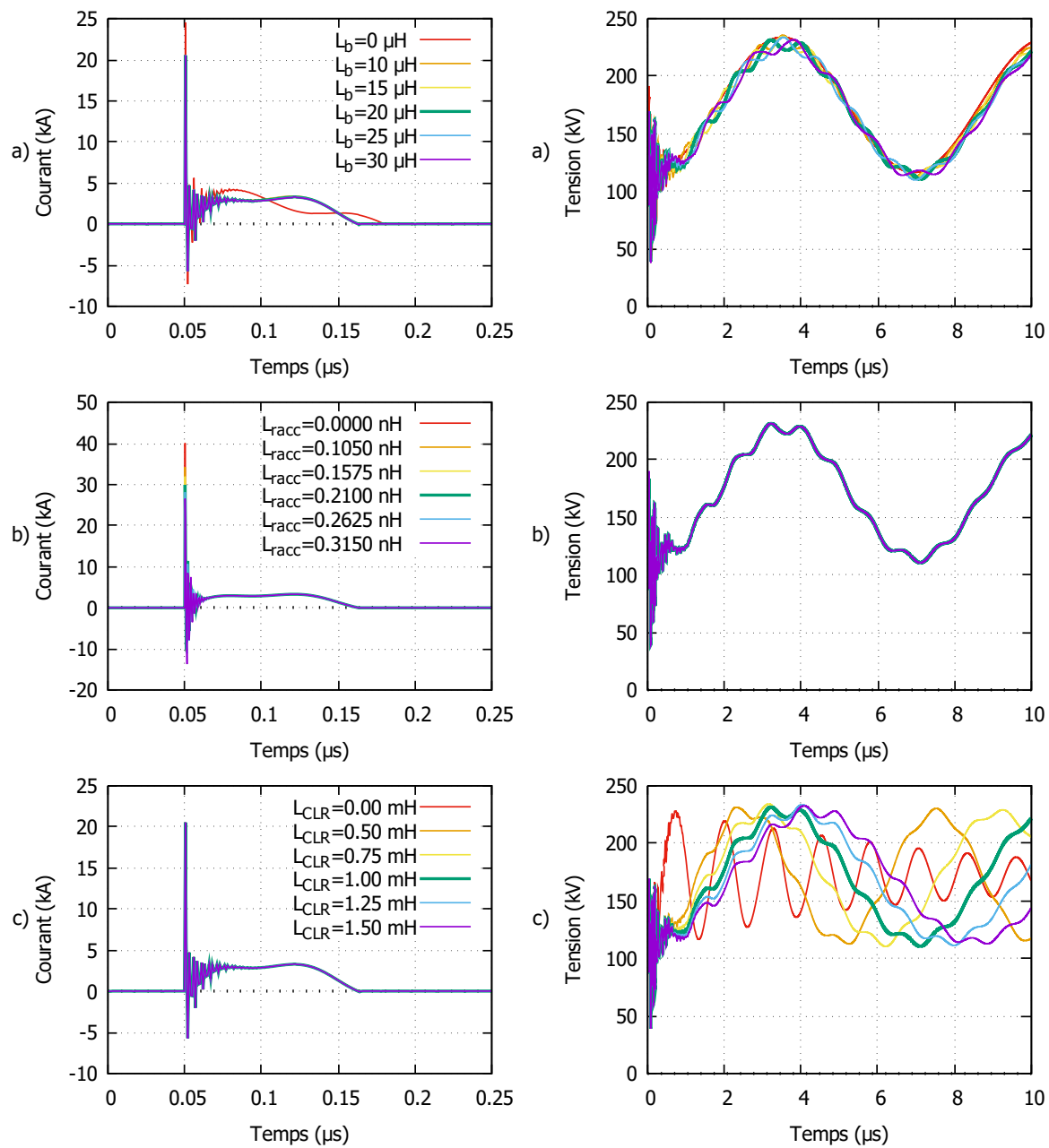


FIGURE 3.4 Balayages des paramètres des valeurs d'inductance autres que l'inductance du condensateur de répartition

a) Les deux L_b b) Les deux L_{racc} c) L_{CLR}

Dans l'équation présentée, le facteur d'arrachement λ_{ch} dépend du milieu de coupure et du type de mécanisme de coupure de l'arc. L'arrachement de courant affecte plus particulièrement les tensions transitoires lors de la manœuvre d'ouverture avec une charge inductive, ce pourquoi l'on voit peu d'effet sur la figure 3.5, qui concerne un préarc lors de l'établissement de courant capacitif.

3.1.5 Résistance d'arc constante en comparaison à d'autres modèles, en fermeture

Dans cette section, trois modèles d'arc électrique sont comparés pour simuler le préarc de la manœuvre de fermeture de cette étude de sensibilité :

- a) Le modèle d'arc avec résistance constante, c'est-à-dire le modèle du circuit de référence ;
- b) Un modèle d'arc non linéaire approximé avec une caractéristique I-V ;
- c) Le modèle d'arc du type Mayr-modifié (Avdonin) et présenté aux équations 2.12 et 2.13 [11, 17].

Pour le modèle a), la résistance d'arc de $0,53 \Omega$ est conservée. Pour le modèle b), une caractéristique I-V est inspirée des résultats d'essais de [39], c'est-à-dire une tension maximale d'approximativement 500 V, comme un arc à fort courant. C'est une approximation de la caractéristique I-V, car en réalité, la tension d'arc est moins élevée à fort courant qu'à faible courant pour un arc électrique à basse fréquence. Cependant, cette caractéristique complexifie la convergence d'un algorithme de simulation. Une simplification est réalisée pour ce modèle d'arc non linéaire pour que la caractéristique I-V soit une fonction réciproque. Un article présente une valeur de tension d'arc à haute fréquence de 0 à 1200 V, comme le montre la figure 7 dans la publication [40]. En réalité, la tension d'arc est un phénomène thermodynamique complexe, comme présenté dans la revue de littérature, puis cette simplification en b) représente l'arc comme une chute de tension en « dents de scie ». Les points de la caractéristique I-V non linéaire sont entrés dans le logiciel EMTP, tel que le montre la figure 3.6, pour retrouver une tension de 500 V à très fort courant de décharge du préarc. Cette caractéristique I-V est entrée pour une résistance non linéaire du logiciel, comme la composante b) sur la figure 3.7.

Pour le modèle d'arc c), c'est-à-dire le modèle simplifié du type Mayr-modifié [11], on néglige le modèle de Cassie, car le comportement électromagnétique le plus important du circuit de référence étudié dans cette section concerne les caractéristiques à haute fréquence près du passage par zéro du courant. À partir des équations d'Avdonin présentées dans la revue de littérature (2.12 et 2.13), les paramètres A , α , B et β sont difficiles à déterminer pour le

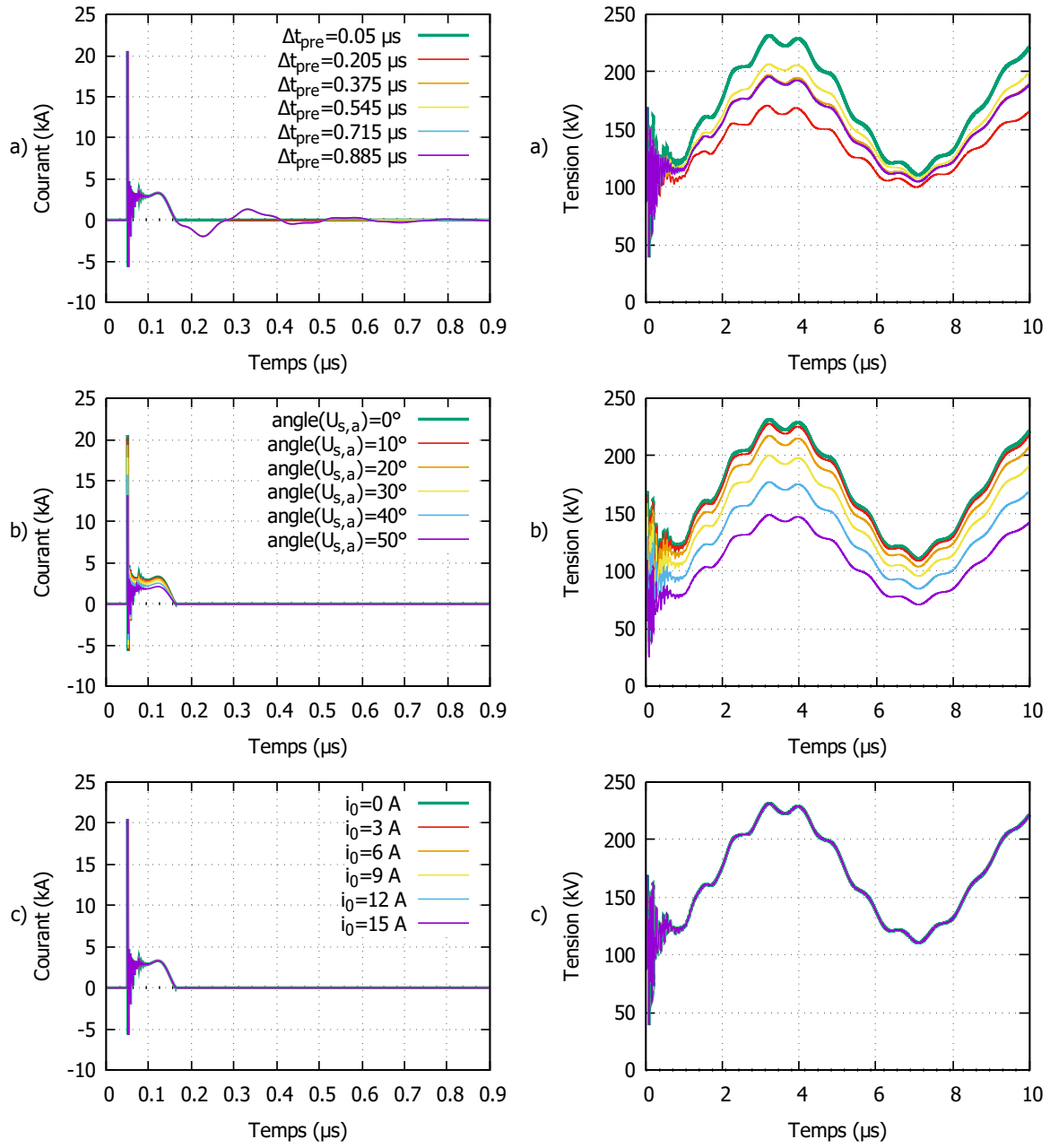


FIGURE 3.5 Balayages des paramètres temporels

- a) $\Delta t_{\text{pré}}$ minimum avant le passage par zéro du courant b) Angle de la source de tension $\angle \vec{U}_{s,a}$
 c) Courant d'arrachement i_0

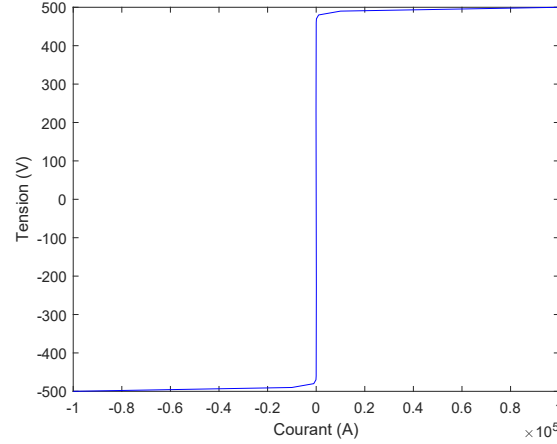


FIGURE 3.6 Caractéristique I-V utilisée pour le modèle d'arc non linéaire simplifié

préarc à UHF ; seulement quelques auteurs en ont fait l'analyse détaillée. C'est le cas d'un article, qui a permis de vérifier que la constante de temps θ variait d'approximativement $0,7 \mu\text{s}$ à $1,5 \mu\text{s}$ pour un disjoncteur à gaz SF_6 donné, pour un arc électrique à 177 kHz avec une conductance de l'ordre de la dizaine de siemens [40]. Étant donné le peu de données disponibles pour les arcs à plus haute fréquence, les valeurs du modèle de Mayr-modifié en ouverture sont utilisées dans l'équation 2.11 [17]. Les paramètres d'entrée sont les suivants et sont ceux d'un disjoncteur à haute tension à gaz SF_6 , tel que modélisé par [41, 42] :

- $A = 0,86 \mu\text{s}$
- $\alpha = -0,09$
- $B = 396000 \text{ W}$
- $\beta = -0,49$

La résistance initiale (R_0) est entrée à partir de la valeur minimale présentée dans l'article [19], en régime permanent, puis des valeurs minimales et maximales (R_{min} et R_{max}) sont définies pour améliorer la convergence de l'algorithme du modèle dans le logiciel EMTP :

- $R_0 = 0,53 \Omega$
- $R_{min} = 0,1 \Omega$
- $R_{max} = 1 \text{ M}\Omega$

Pour ce modèle simplifié de Mayr-modifié, on borne la valeur de résistance à des nombres strictement positifs, pour ne pas générer artificiellement d'énergie dans le système, puis également pour aider à atteindre une bonne convergence de l'algorithme. Le modèle est entré dans le logiciel EMTP sous forme de schéma-bloc qui calcule de manière itérative la résistance d'arc, pour chaque pas de simulation. La figure 3.7 présente un aperçu des trois

modèles comparés pour cette section de l'étude de sensibilité des paramètres. Il est à noter qu'aucune démarche supplémentaire n'a été réalisée outre la modélisation de l'équation 2.11 sous la forme des sous-équations $f(R)$, $g(R)$ et $h(\theta, P_0, U, I)$. La seule modification par rapport à l'équation 2.11 est la valeur absolue qui est appliquée sur la valeur de la résistance ainsi que l'ajout des bornes de valeurs maximales et minimales (R_{max} et R_{min}) de résistance d'arc [17, 42].

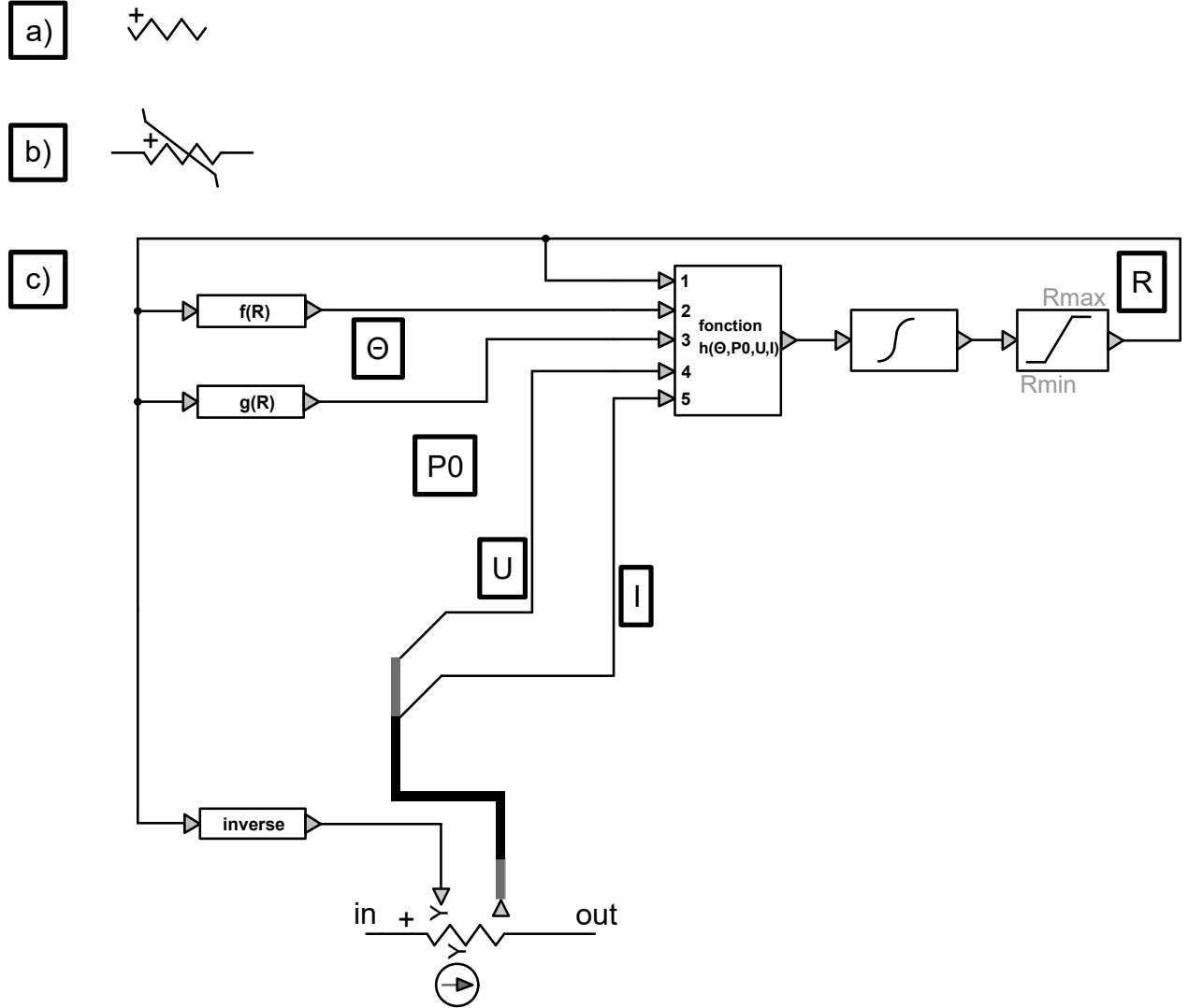


FIGURE 3.7 Trois types de modèles d'arc comparés dans l'étude de sensibilité

a) Le modèle d'arc avec une résistance constante R_{arc} de $0,53 \Omega$ b) Un modèle d'arc non linéaire approximé avec une caractéristique I-V c) Le modèle simplifié du type Mayr-modifié, discrétisé

La figure 3.8 présente les résultats de simulation de cette comparaison des modèles d'arc à haute fréquence, en ajoutant la courbe de la résistance d'arc en plus des graphiques utilisés pour les autres balayages des paramètres. On remarque que le modèle utilisé a peu d'effet sur la surtension de manœuvre observée. Cela s'explique entre autres étant donné la résistance d'arc (R_{arc}) initiale du modèle simplifié du type Mayr-modifié (sur la figure 3.8 c)), une valeur R_0 qui est fixée à $0,53 \Omega$. Cette simplification ne prend pas en compte le temps nécessaire à la formation d'un arc électrique, détaillé par la théorie de Townsend [14]. Le paramètre temporel A du modèle simplifié du type Mayr-modifié implique une constante de temps supérieure au délai de décharge étudié pour cette étude de sensibilité, ce pourquoi il est difficile d'appliquer ce modèle à la situation d'un claquage diélectrique ultra-rapide. Sur la figure 3.8, on remarque également que la résistance d'arc du modèle simplifié de Mayr-modifié diminue durant la courte durée de la décharge, étant donné un courant de décharge élevé.

On note que le modèle le plus précis des trois modèles présentés est le modèle simplifié du type Mayr-modifié [11]. Ce modèle d'arc joue aussi indirectement le rôle d'un modèle d'interrupteur permettant de déterminer l'instant de coupure d'un arc, lorsque la valeur de résistance augmente très rapidement près du passage par zéro du courant. Ce modèle non linéaire doit donc être utilisé à lui seul sans inclure de logique de coupure externe : les constantes et les paramètres utilisés en déterminent l'instant de coupure par le changement dynamique de la valeur de résistance $R_{arc}(t)$. Considérant que la modélisation de la commutation de l'interrupteur dépend largement du milieu de coupure et considérant la complexité technique d'une mesure exhaustive des paramètres de l'arc à UHF pour tout type de milieu, le modèle b) est choisi pour la suite du travail de maîtrise. Ce modèle non linéaire avec caractéristique I-V permet de prendre en compte l'effet de l'arc avec une chute de tension paramétrable. Le modèle avec caractéristique I-V a également l'avantage de converger à chaque fois, du point de vue de l'algorithme de simulation EMT, entre autres puisque la fonction $V(I)$ de sa caractéristique est inversible (sa réciproque est une fonction et il s'agit d'une bijection).

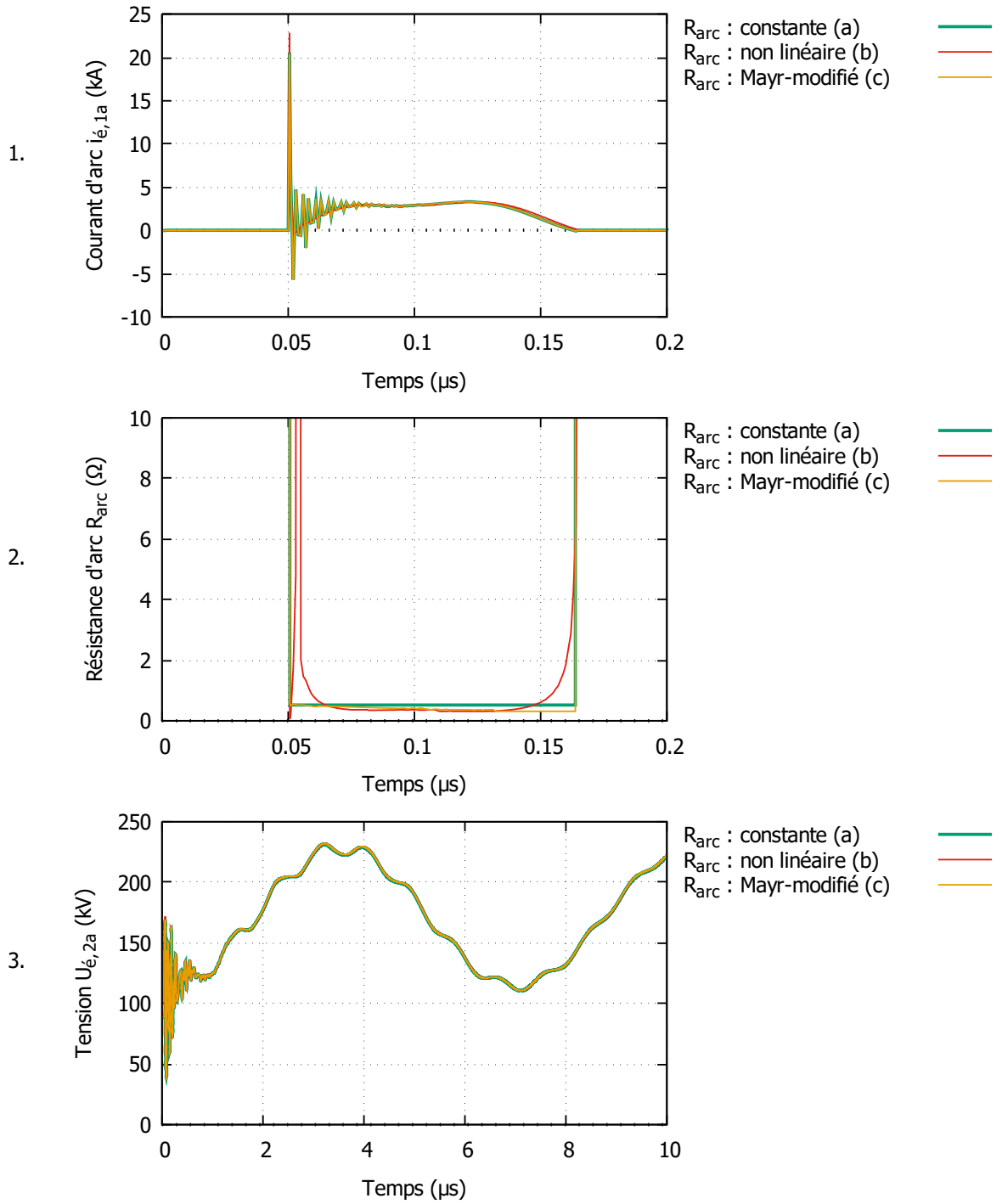


FIGURE 3.8 Comparaison des trois modèles d'arc pour le scénario étudié dans cette étude de sensibilité des paramètres

1. Courant de décharge du premier élément de coupure $i_{é,1a}$
2. Résistance d'arc du modèle R_{arc}
3. Tension aux bornes du deuxième élément de coupure $U_{é,2a}$

3.1.6 Détermination des paramètres à utiliser et circuit sélectionné

L'étude de sensibilité avait entre autres comme objectif de déterminer les paramètres à conserver et les paramètres à éliminer, à partir du circuit de référence. Ce but était de définir un circuit équivalent sélectionné, pour les simulations réalisées. Les composants qui ont trop peu d'effet sur les surtensions intrapôles peuvent être omis dans la suite de l'analyse.

Les données de tension des figures 3.2, 3.3, 3.4, 3.5 et 3.8 sont résumées dans le tableau 3.2. Dans ce tableau résumé, on y retrouve le paramètre balayé et la crête de la tension maximale pour tous les résultats d'un même balayage ($U_{p2,max}$), en considérant la tension de l'élément de coupure du côté charge ($U_{é,2}$). Le pourcentage d'écart ΔU_{p2} entre la crête de tension maximale et la valeur de $U_{é,2}$ simulée avec le circuit de référence est calculé en suivant l'équation 3.9.

$$\Delta U_{p2} = \frac{U_{p2,max} - U_{p2,ref}}{U_{p2,ref}} \quad (3.9)$$

En se basant sur les différences ΔU_{p2} entre la crête la plus importante U_{p2} et le circuit de référence, on peut éliminer les paramètres qui ont peu d'effet sur la surtension intrapôle. On considère comme négligeable toute surtension sous la valeur de 0,2 %, donc les trois paramètres de capacités interphases sont négligés (C_i), ainsi que les deux valeurs d'inductance (L_{racc}). La résistance d'arc est conservée en tant que résistance du modèle non linéaire avec caractéristique I-V. Finalement, le circuit sélectionné est une simplification du circuit de référence, et est présenté à la figure 3.9. Il s'agit d'un circuit unifilaire où les trois phases sont identiques. Ce circuit sélectionné peut être étudié avec plus que deux chambres de coupure en série en dédoublant la partie modulaire, qui représente chaque chambre de coupure.

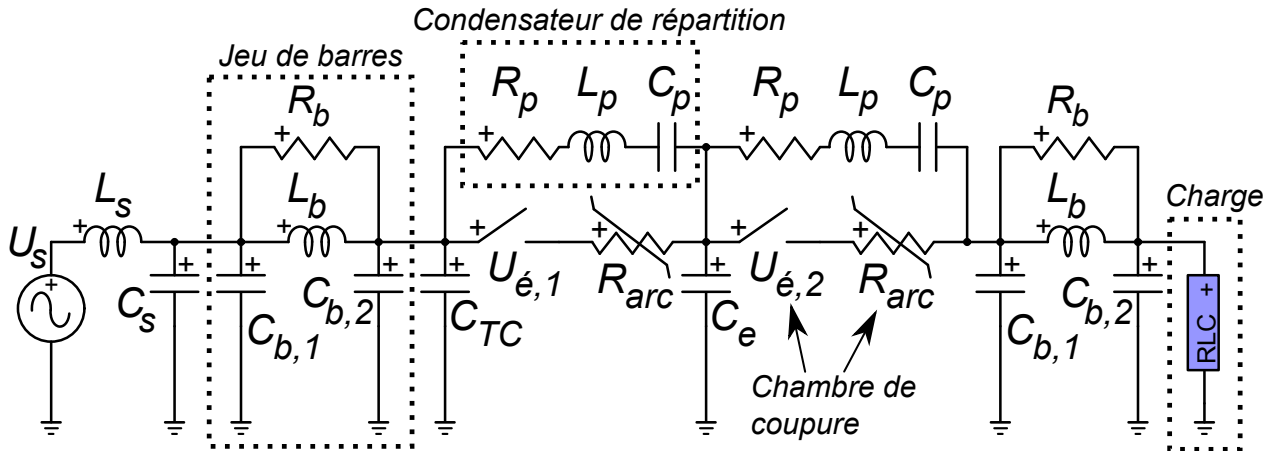


FIGURE 3.9 Circuit sélectionné comme modèle équivalent pour les études de cas

TABLEAU 3.2 Résumé de la sensibilité aux paramètres du circuit de référence pour la surtension de manœuvre de la chambre de coupure du côté charge

Symbole	Valeur du paramètre pour $U_{p2,max}$	$U_{p2,max}$	ΔU_{p2}
R_p	0Ω	324,4 kV	40,09 %
L_p	1,26 μ H	238,1 kV	2,82 %
C_p	800 pF	239,7 kV	3,54 %
C_{TC} et $C_{b1,2}$	675 pF et 270 pF	235,8 kV	1,83 %
C_e	195 pF	232,1 kV	0,22 %
C_{i-ab} , C_{i-bc} et C_{i-ca}	27 pF	231,8 kV	0,11 %
L_b	10 μ H	235,5 kV	1,73 %
L_{racc}	0,315 nH	231,6 kV	0,0011 %
L_{CLR}	0,75 mH	234,3 kV	1,17 %
$\Delta t_{pré}$	0.5 μ s	231,5 kV	0 %**
$\angle \vec{U}_{S,a}$	0°	231,5 kV	0 %**
I_0	15 A	231,6 kV	0,01 %
R_{arc}	Résistance non linéaire	232,0 kV	0,20 %

** Il est à noter que ces deux différences de 0 % avec la tension crête U_{p2} s'expliquent par le fait que la valeur utilisée pour le circuit de référence correspond à la simulation occasionnant la surtension la plus importante, dans le balayage des paramètres en question. Les variables $\Delta t_{pré}$ et $\angle \vec{U}_{S,a}$ ont un effet considérable sur la surtension intrapôle observée, tel que le montre la figure 3.5.

Après avoir déterminé le circuit équivalent à utiliser, les caractéristiques électriques du milieu de coupure sont analysées dans la prochaine section pour permettre de simuler de manière automatique les instants des préamorçages, des réallumages et des réamorçages.

3.2 Modélisation du milieu de coupure

3.2.1 Tension de claquage

Afin de modéliser la coupure et l'établissement du courant, c'est-à-dire le changement entre les états ouvert et fermé du disjoncteur, une précision est requise à propos du vocabulaire utilisé. La tension de claquage est définie comme la « tension à laquelle un claquage électrique se produit, dans des conditions d'essais prescrites ou en service » [43]. La tension de tenue est un concept semblable à la tension de claquage. Selon l'Office québécois de la langue française, la tension de tenue est la « tension que le matériel électrique peut supporter sans panne ou décharge disruptive au cours d'essais exécutés dans des conditions spécifiées » [44]. Selon la Commission électrotechnique internationale, la tension de tenue signifie plutôt la « valeur de la tension d'essai à appliquer, dans des conditions spécifiées, lors d'un essai de tenue pendant lequel un nombre spécifié de décharges disruptives est toléré » [45]. La tension de tenue tient compte de la distribution statistique des tensions de claquage. Dans les mêmes conditions, la tension de claquage est plus élevée que la tension de tenue. Le comportement du système soumis à une tension entre ces deux valeurs n'est pas déterministe : il y a une probabilité que le claquage survienne. Pour étudier le changement d'état entre la conduction et l'isolation, c'est donc la tension de claquage qui devient le paramètre le plus important à définir. L'Annexe B ajoute certaines informations concernant les concepts de la tension de claquage, la tension de tenue, la rigidité diélectrique ainsi que les taux d'accroissement et de décroissance qui y sont associés.

Le claquage diélectrique est un phénomène multiphysique électromagnétique, mécanique et thermodynamique qui dépend notamment d'un milieu donné.

Cette section présente des outils de modélisation de phénomènes électromagnétiques qui surviennent lors de la coupure ou lors de l'établissement du courant d'un disjoncteur, en utilisant des modèles déterministes simplifiés. Cependant, il est à noter que le réel phénomène physique d'une décharge disruptive est stochastique [46]. Alors, dès qu'il est question d'une tension de claquage mesurée, il s'agit de U_{50} , c'est-à-dire une « valeur de la tension présumée qui a une probabilité de $p\%$ de produire une décharge disruptive sur l'objet en essai » [47]. Une fonction de répartition de Weibull ou normale peut être utilisée à partir de données expérimentales d'essais de tensions de claquage, pour en retirer une valeur de tension de claquage U_c .

modélisée comme déterministe par la suite [48]. La modélisation déterministe à partir d'une distribution statistique d'essais effectués facilite la simulation transitoire et permet d'adapter le modèle à tous les types de milieux de coupure. De plus, cette simplification déterministe facilite la reproductibilité des résultats de simulation.

Pour les modèles utilisés dans ce mémoire, puisqu'une valeur mesurée ou une valeur théorique peuvent être considérées, la variable U_c est retenue pour la tension de claquage (en V) pour remplacer la variable U_{50} . Dans l'équation 3.10, la formule de la tension de claquage U_c est présentée, avec la rigidité diélectrique E_c (en V/m) et l'espacement entre deux contacts en fermeture d_f (en m). Cette équation est uniquement valable pour un milieu diélectrique donné, à une pression donnée et en utilisant un système de contacts donné.

$$U_c(t) = E_c(t) \times d_f(t) \quad (3.10)$$

En suivant la théorie de Paschen, pour une distance de 1 cm ou plus et une pression de 10 torrs ou plus, la rigidité diélectrique peut être approximée comme étant proportionnelle à la pression. En effet, la fonction de Paschen suit la forme définie par l'équation 3.11, où A, B et γ sont des constantes propres à un échantillon, p est la pression du milieu et d est la distance entre les électrodes [20, 49].

$$U_c(p, d) = \frac{Bpd}{\ln(Apd) - \ln(\ln[1 - \frac{1}{\gamma}])} \quad (3.11)$$

La théorie de Paschen concerne seulement les champs électriques constants. Pour un disjoncteur, c'est plus complexe étant donné la répartition du champ. Pour simplifier l'analyse, pour le gaz SF₆ en particulier et dans une certaine plage de valeurs du produit pd , cette fonction peut être approximée par une fonction linéaire. Cette approximation est valable du côté droit du minimum de la courbe de Paschen sur un graphique, pour une plage de valeurs données qui est éloignée du minimum. Par exemple, en considérant les courbes de la figure 2.2, à un produit pd de 60 cm·kPa ou plus, la tension de claquage du SF₆ est très apparentée à une droite. Pour une pression donnée de 600 kPa de SF₆ pur, cette approximation permettrait alors d'utiliser une fonction linéaire de $U_c(t)$ pour estimer la tension de claquage d'un disjoncteur à gaz SF₆. Cette simplification serait valable pour un espacement entre les contacts d_f plus grand ou égal à 1 mm.

3.2.2 Taux de décroissance de la tension de claquage

Pour la manœuvre de fermeture, l'opposé de la dérivée de la tension de claquage est le taux de décroissance de la tension de claquage (TDTC), présenté à l'équation 3.12. Les modèles de disjoncteurs utilisant le TDTC ont été largement utilisés pour la manœuvre contrôlée [50]. La définition de cette courbe pour la tension de claquage a été historiquement utilisée lors de l'étude de la manœuvre contrôlée des disjoncteurs. Un cas d'étude appliqué à la manœuvre contrôlée est présenté plus loin, dans le chapitre 5.

$$TDTC(t) \equiv \frac{-dU_c(t)}{dt} \quad (3.12)$$

L'équation 3.13 définit le TDTC tel qu'il est modélisé dans ce mémoire de maîtrise. Cette équation est inspirée par [23], tout en y ajoutant l'effet de la géométrie des contacts et en corrigeant certains paramètres qui dépendent du temps (ou de la position).

$$TDTC(t, p_{di}) = -\frac{d}{dt}d_f(t)E_c(p_{di}) \times \lambda(d_f) \quad (3.13)$$

Dans l'équation 3.13, $d_f(t)$ est l'espacement entre les contacts d'arc en fonction du temps, $\lambda(d_f)$ est le facteur géométrique (grandeur sans unité) en fonction de l'espacement entre les contacts d'arc et pour une polarité donnée et E_c est la rigidité diélectrique du milieu de coupure (en $\frac{V}{m}$). Pour faciliter l'utilisation de cette théorie dans un modèle, l'équation 3.13 est simplifiée à l'aide de constantes d'entrée qui sont indépendantes du temps, ce qui permet d'utiliser un TDTC constant pour un gaz, ce qui est présenté à l'équation 3.14 avec $TDTC_{gaz}$. Cette linéarisation est une approximation qui ne prend pas en compte tous les phénomènes physiques impliqués et les variations en cause.

$$TDTC_{gaz} \approx v_f \times E_c \times \lambda \quad (3.14)$$

Dans l'équation 3.14, v_f est la valeur absolue de la vitesse des contacts mobiles en fermeture, au moment du préamorçage (en m/s). La vitesse des contacts mobiles est donnée en valeur absolue, puisque le taux de décroissance doit être positif. Cette approximation peut être utilisée pour tout type de milieu de coupure. Le facteur géométrique λ n'est pas nécessairement le même pour une polarité négative que pour une polarité positive, ce qui peut être vérifié expérimentalement, comme l'ont fait les auteurs de [46]. Un ratio possible entre les facteurs géométriques de chaque polarité est tiré d'un ratio des valeurs du tableau 1 de [46], pour le système de contacts (d), tel que présenté à l'équation 3.15. Dans cette équation, λ_+ est

un facteur géométrique pour une polarité positive, λ_- est un facteur géométrique pour une polarité négative, U_{50+} est une tension de claquage pour une polarité positive et U_{50-} est une tension de claquage pour une polarité négative.

$$\frac{\lambda_+}{\lambda_-} = \frac{U_{50+}}{U_{50-}} = \frac{725 \text{ kV}}{557 \text{ kV}} \approx 1,302 \quad (3.15)$$

Cet exemple de ratio est applicable seulement pour ce cas spécifique de système de contacts, avec une pression donnée de gaz SF_6 . Un facteur géométrique λ d'une valeur de 1 correspond à un champ électrique uniformément réparti, comme le cas théorique de deux plaques de grandeur infinie.

3.2.3 Taux d'accroissement de la tension de claquage

Lors de la manœuvre d'ouverture, le recouvrement diélectrique suivant la coupure du courant est un phénomène multiphysique complexe qui relève de la thermodynamique et de l'électromagnétisme. La coupure entre l'état de conduction et l'état d'isolation se fait graduellement et nécessite deux conditions physiques pour être réussie : le refroidissement de l'arc et le recouvrement diélectrique. C'est la raison pour laquelle les disjoncteurs à gaz SF_6 ont une conception visant à refroidir l'arc électrique le plus rapidement possible alentour du passage par zéro du courant.

Le refroidissement de l'arc est nécessaire pour convertir le plasma du milieu conducteur en gaz isolant. Ce stade de l'interruption du courant, qui dure quelques microsecondes après le passage par zéro du courant, est référé comme une interruption thermique. Après l'interruption du courant, la tension croît rapidement et pour éviter le claquage, le recouvrement diélectrique doit compenser cet accroissement de la tension. Le recouvrement diélectrique, c'est-à-dire la hausse rapide de la tension de claquage, est déclenché au moment précis de l'extinction de l'arc d'une des chambres de coupure [27]. Son taux dépend du courant qui a été coupé ou plus exactement de la température de l'espace post-plasma. Pour l'extinction de courants élevés, le recouvrement est donc plus lent. Dans la littérature, on appelle ce phénomène recouvrement à chaud. Pour les courants faibles ou la manœuvre sans charge, le recouvrement diélectrique est plus rapide (recouvrement à froid).

Cependant, dans ce mémoire, on ne tient pas compte des différents taux de recouvrement diélectrique autrement qu'en changeant le TATC. Dans cet ouvrage, lorsqu'il est question du taux à chaud, on réfère à la coupure thermique en tenant compte de l'effet thermique de l'arc de coupure. Un modèle de la tension de claquage à chaud et de son accroissement linéaire est valable seulement pour une période initiale de l'interruption, lorsque l'extinction de l'arc vient

juste de survenir. Ce phénomène est linéarisé pour faciliter l'utilisation du modèle logique d'ouverture. Le taux d'accroissement de la tension de claquage à chaud ($TATC_{chaud}$), dans ce mémoire, présente une pente abrupte et plus sévère que la pente représentant l'espacement des contacts.

L'accroissement de la tension de claquage à froid ($TATC_{froid}$), dans le sens de la terminologie de ce mémoire, est déclenché par un autre phénomène : la séparation des contacts d'arc de l'élément de coupure, lors de la manœuvre d'ouverture. Pour la manœuvre d'ouverture, l'équivalent de la courbe de décroissance de la tension de claquage en fermeture est la courbe d'accroissement de la tension de claquage à froid. On définit le TATC à froid de manière similaire au TDTC à l'équation 3.16, où $d_o(t)$ est l'espacement entre les contacts d'arcs lors de la manœuvre d'ouverture.

$$TATC_{froid}(t, p_{di}) = \frac{d}{dt}d_o(t) \times E_c(p_{di}) \times \lambda(d_o) \quad (3.16)$$

En linéarisant le phénomène de l'accroissement de la tension de claquage à froid, l'équation du TATC est simplifiée en utilisant l'équation linéaire 3.17.

$$TATC_{froid} \approx v_o \times E_c \times \lambda \quad (3.17)$$

Il est à noter que le taux d'accroissement de la tension de claquage à chaud est approximativement proportionnel à la vitesse du soufflage de l'arc électrique, pour un milieu gazeux donné [27], comme cela est approximé à l'équation 3.18 où $v_{soufflage}$ est la vitesse de soufflage de l'arc par un gaz.

$$TATC_{chaud,gaz}(t) \propto v_{soufflage} \quad (3.18)$$

Cette valeur dépend de la température et reflète un phénomène thermodynamique complexe se traduisant par un rapide recouvrement diélectrique lors de la diminution de la température, avec le soufflage. Ce phénomène a été étudié expérimentalement pour le gaz et a été explicité en détail dans l'article de SF₆ [39].

Concernant la modélisation utilisée dans ce mémoire, l'accroissement de la tension de claquage à chaud est considéré linéaire. La tension de claquage à chaud augmente jusqu'à ce qu'il y ait l'occurrence de l'un ou l'autre des événements suivants :

- Un réallumage ou un réamorçage, si la TTR atteint la valeur de la tension de claquage à chaud, par exemple ;
- La courbe de la tension de claquage à chaud rejoint celle de la tension de claquage à froid. À ce moment, la tension de claquage qui s'applique est la tension de claquage à froid.

Ce deuxième scénario représenterait physiquement un recouvrement diélectrique réussi, en retrouvant ainsi les propriétés diélectriques du milieu à température pièce (à froid). On peut simplifier ce phénomène en utilisant une constante pour le TATC à chaud, à l'aide d'une valeur de l'enveloppe de la TTR donnée par la norme CEI, c'est-à-dire l'enveloppe à 2 ou à 4 paramètres selon le cas étudié [51]. Cette simplification en utilisant une valeur d'enveloppe de la TTR usuelle est présentée à l'équation 3.19, où le paramètre N correspond au nombre d'éléments de coupure en série. Dans ce cas, comme la norme concerne un essai de tenue, le terme utilisé est le TATT, c'est-à-dire le taux d'accroissement de la tension de tenue. Dans la norme de la CEI, une valeur usuelle de $7 \text{ kV}/\mu\text{s}$ est utilisée pour la séquence d'essais T10, puis la valeur de $2 \text{ kV}/\mu\text{s}$ est utilisée pour la séquence d'essais T100 [2], alors l'exemple de l'équation 3.19 serait une pente approximative à utiliser pour la simulation de l'extinction d'un courant de court-circuit.

$$TATT_{chaud} \approx \frac{2 \frac{\text{kV}}{\mu\text{s}}}{N} \quad (3.19)$$

Après l'instant initial de séparation des contacts d'arc (O.SCA) d'une des chambres de coupure, pour de petits courants capacitifs ou de petits courants inductifs, on peut négliger la caractéristique à chaud. Pour le vide, il est possible d'omettre la caractéristique à chaud, car la première courbe de tension de claquage qu'atteindrait la tension de rétablissement serait la tension de claquage à froid. Également, pour une bouteille à vide, il est possible de ne pas tenir compte de la tension de claquage à chaud, puisque la tension d'arc est très faible, puis le recouvrement diélectrique se fait rapidement. Pour le modèle logique proposé dans ce mémoire, pour les disjoncteurs à vide en ouverture, on entre une valeur très élevée de TATC à chaud pour simuler la tension de claquage. La prochaine section détaille la logique du modèle d'interrupteur utilisé pour chaque élément de coupure.

3.2.4 Modèle logique d'établissement de courant pour la manœuvre de fermeture

À l'aide des équations de la tension de claquage définies, il est possible de définir un modèle logique d'établissement d'une chambre de coupure de disjoncteur. Dans cette architecture logique, trois états de disjoncteurs sont définis autant pour la manœuvre d'ouverture que pour la manœuvre de fermeture :

- Conduction par un préarc ou un arc
- Isolation
- Conduction par les contacts principaux

Lorsque la chambre de coupure est dans un état de conduction causé par un préarc ou un arc, le modèle utilisé est le modèle b) de la figure 3.7. Lorsque l'état est l'isolation, l'interrupteur est ouvert et sa résistance est infinie. Lorsque l'état est la conduction par les contacts principaux, une résistance en série de $40 \mu\Omega$ est appliquée pour éviter une décharge instantanée lors de la simulation transitoire. Cette résistance en position fermée est de l'ordre de grandeur des résistances qui sont mesurées sur des disjoncteurs à haute tension en bonne condition, lors d'essais de résistance dynamique. Les signaux $signal_{int}$ et $signal_{arc}$ contrôlent respectivement l'opération de l'interrupteur idéal et l'opération d'un interrupteur en parallèle qui fait commuter l'impédance d'arc. Ces signaux sont différents pour chaque chambre de coupure. La figure 3.10 présente le schéma logique du modèle d'établissement de courant de la manœuvre de fermeture. Dans ce modèle propre à chaque chambre de coupure, le paramètre di/dt est la dérivée du courant du disjoncteur, $\overline{di/dt_{ext}}$ est la pente maximale du courant que le disjoncteur est en mesure de couper, U_{ϵ} est la tension aux bornes de l'élément de coupure, $F.MCA$ est l'instant où les contacts d'arc se touchent, U_{c+} est la tension de claquage en polarité positive, U_{c-} est la tension de claquage en polarité négative et i_0 est le courant d'arrachement.

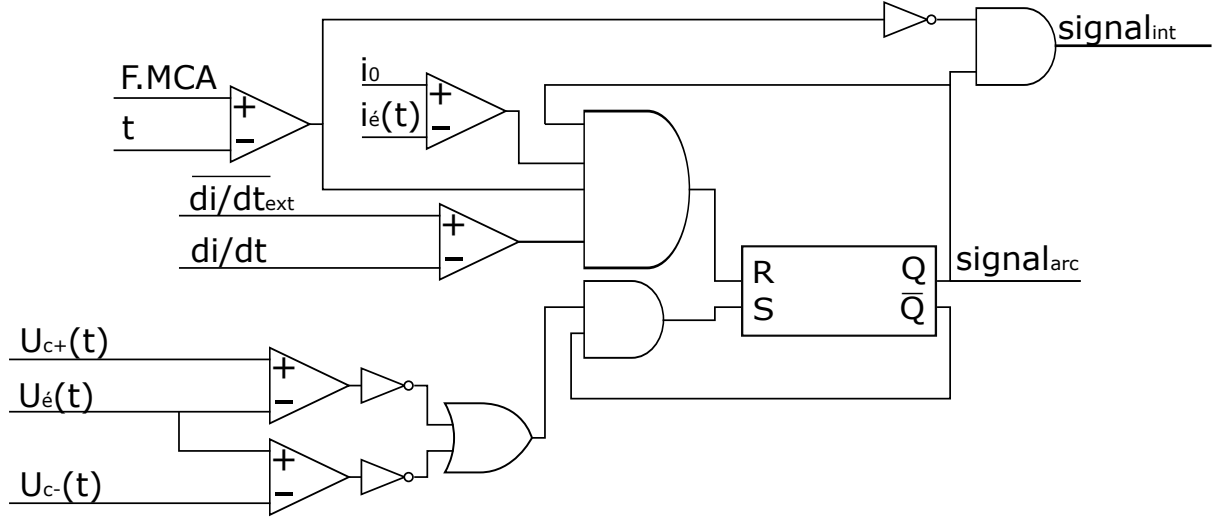


FIGURE 3.10 Schéma logique de l'établissement du courant de chaque interrupteur en fermeture

3.2.5 Modèle logique de coupure du courant lors de la manœuvre d'ouverture

Un schéma logique similaire est conçu pour la manœuvre d'ouverture, où la logique de coupure prend en compte également la tension de claquage à chaud. La figure 3.11 présente la logique des paramètres $signal_{arc}$ et $signal_{int}$ pour l'ouverture d'une chambre de coupure. Sur cette figure, $O.SCA$ est l'instant de la séparation des contacts d'arc, U_{c+} est la tension de claquage en polarité positive, U_{c-} est la tension de claquage en polarité négative, puis ces tensions de claquage sont calculées avec les TATC propres au milieu de coupure étudié. Les indices *chaud* et *froid* précisent de quelle tension de claquage il s'agit, comme défini dans ce mémoire : des courbes de tensions de claquage restreintes respectivement par l'aspect thermique du milieu de coupure (chaud) et par l'aspect mécanique des contacts d'arc (froid). Comme pour la logique de fermeture, les signaux $signal_{int}$ et $signal_{arc}$ contrôlent deux interrupteurs idéaux : le premier pour la coupure de chaque élément de coupure et l'autre, en parallèle, pour faire commuter l'impédance d'arc.

Pour simplifier la représentation graphique de la tension de claquage, on peut définir une tension de claquage unique pour l'ouverture et pour chaque polarité, comme le montre l'équation 3.20, où U_{c+} est la tension de claquage pour une polarité positive.

$$U_{c+}(t) = \min\{U_{c+,chaud}(t), U_{c+,froid}(t)\} \quad (3.20)$$

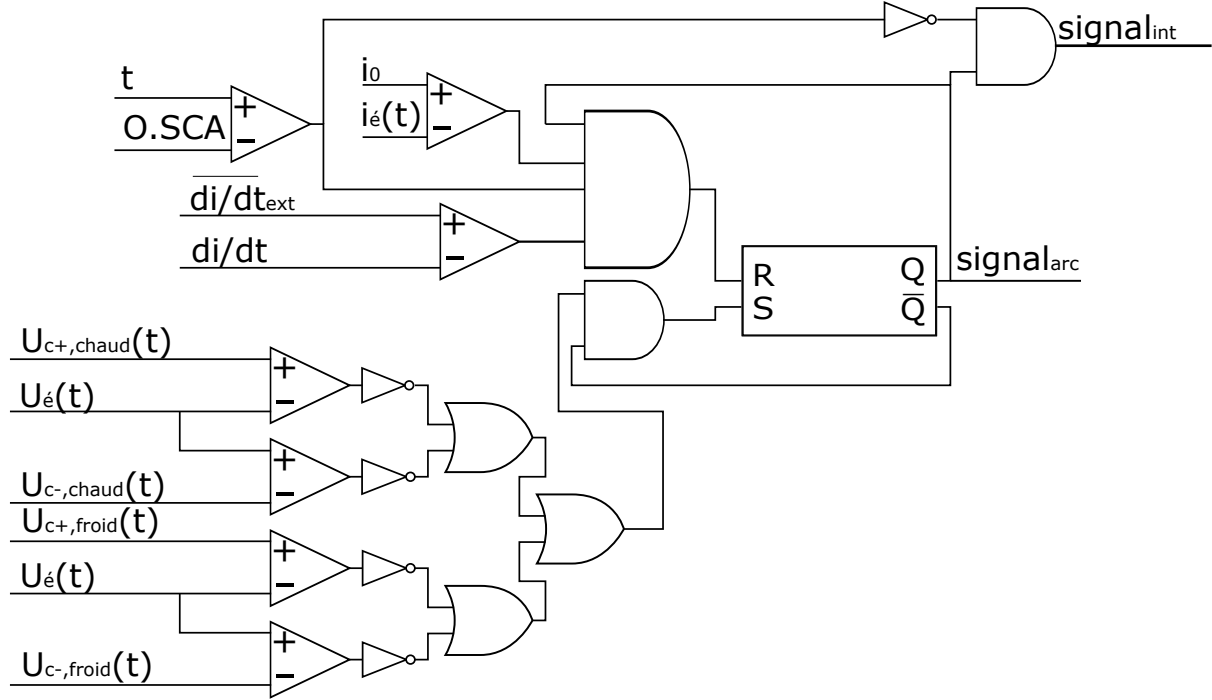


FIGURE 3.11 Schéma logique du modèle de coupure de chaque interrupteur en ouverture

Le même principe est utilisé pour la tension de claquage en polarité négative, à l'équation 3.21. À ce moment, U_{c-} est la tension de claquage à une polarité négative.

$$U_{c-}(t) = \max\{U_{c-,chaud}(t), U_{c-,froid}(t)\} \quad (3.21)$$

La tension de claquage à froid augmente jusqu'à atteindre la valeur maximale $U_{c+,max}$, ce qui correspond à la tension de claquage lorsque les contacts d'arc de l'élément de coupure du disjoncteur sont en position ouverte.

La modélisation logique proposée dans le présent mémoire ne prend pas en compte les phénomènes suivants :

- La fonction polynomiale de deuxième ordre permettant de représenter la dynamique de la mise en mouvement des contacts d'arc mobiles (TATC à froid) ;
- La variation de la pente $\overline{di/dt_{ext}}$ en fonction du temps et de l'intensité du courant coupé. En effet, dans le présent mémoire, cette pente du courant $\overline{di/dt_{ext}}$ est posée comme une constante au-dessous de laquelle le courant d'arc peut être coupé ;
- Le délai avant que les contacts principaux se touchent, lorsque les contacts d'arc se touchent. Le modèle simule un changement instantané entre la résistance d'arc et la

résistance de contact en position fermée, lorsque l'établissement du courant se produit, comme si les contacts permanents se touchaient en même temps que les contacts d'arc.

- La fenêtre de coupure maximale de 100 ms pour que la coupure soit réussie, lors du soufflage de l'arc (par exemple pour les disjoncteurs à gaz SF_6). Au-delà de cette plage, le modèle logique peut quand même simuler une coupure de courant réussie.
- La caractéristique non linéaire de la tension de claquage à froid du vide.

Les modèles de coupure et d'établissement de courant qui sont proposés permettent de simuler tout type de milieu de coupure. Ils sont valables pour un disjoncteur comportant deux ou quatre chambres de coupure en série. L'avantage principal du modèle est la modularité et l'indépendance de chaque chambre de coupure, ce qui permet de découpler la simulation électromagnétique transitoire. Chaque chambre de coupure suit la logique présentée par les figures 3.10 et 3.11. De cette manière, les chambres de coupure peuvent être adaptables à des valeurs expérimentales d'un disjoncteur donné. Si nécessaire, la mise en série de plus de quatre éléments de coupure pourrait aussi être réalisée en dédoublant le bloc de simulation utilisant les modèles proposés dans cette section, dans EMTP.

Le chapitre suivant illustre des études de cas réalisées avec le circuit sélectionné, adapté à 735 kV ou à 230 kV, en utilisant les modèles de la tension de claquage ainsi que les modèles logiques développés dans ce chapitre. Toutes les simulations des chapitres 4 et 5 ont été réalisées avec le logiciel EMTP, version 4.2.0.

CHAPITRE 4 ÉTUDES DE CAS D'APPLICATION

4.1 Mise en contexte

Ce chapitre présente des études de cas d'application qui utilisent les modèles présentés dans les sections 3.1 et 3.2. Les simulations réalisées ont l'un ou l'autre de ces objectifs : reproduire une situation plausible sur le réseau électrique à haute tension avec un disjoncteur à gaz SF₆ comportant quatre chambres de coupure, ou simuler les phénomènes électromagnétiques d'un pôle de disjoncteur comportant deux bouteilles à vide en série. Les disjoncteurs à vide à plusieurs interrupteurs sont un type de modèle de disjoncteur actuellement au stade de la recherche et développement, pour les tensions assignées supérieures à 145 kV [5]. Comme présenté dans la revue de littérature, en 2022, des essais en laboratoire ont été effectués sur un disjoncteur à vide à 12 interrupteurs [32]. Le disjoncteur à vide à deux chambres de coupure présenté dans les résultats de simulation de ce chapitre correspond alors à une analyse prospective et non à une étude d'un phénomène répandu sur le réseau.

Voici les quatre scénarios d'application étudiés dans ce chapitre de simulation ; seulement le premier des quatre cas simule une manœuvre de fermeture, puis les trois autres simulent une manœuvre d'ouverture :

- Établissement de courant capacitif avec la mise sous tension d'une ligne 735 kV non chargée (disjoncteur à gaz SF₆) ;
- Tension transitoire de rétablissement (TTR), charge inductive à 735 kV (disjoncteur à gaz SF₆) ;
- Coupure d'un courant de court-circuit causé par un défaut monophasé aux bornes du disjoncteur 230 kV (disjoncteur à vide) ;
- Coupure de petits courants inductifs avec phénomène d'arrachement de courant à 230 kV (disjoncteur à vide).

Pour schématiser le milieu de coupure utilisé dans chaque cas d'étude, les circuits équivalents proposés comportent des symboles de disjoncteurs foncés pour le gaz SF₆ et blancs pour le vide (figures 4.1, 4.3, 4.5 et 4.7).

Dans toutes les études de cas présentées dans ce chapitre, une commande tripolaire est simulée, c'est-à-dire un mécanisme d'entraînement unique fonctionnant pour toutes les phases du disjoncteur. Pour chaque cas, une désynchronisation mécanique est simulée. Lors de la manœuvre de fermeture, la désynchronisation mécanique est simulée par un écart ($\Delta F.MM$) entre les instants de la mise en mouvement des contacts mobiles (F.MM) pour chaque chambre

de coupure. Lors de la manœuvre d'ouverture, la désynchronisation mécanique est simulée par un écart ($\Delta O.SCA$) entre les instants de séparation des contacts d'arc ($O.SCA$). Le lexique d'intérêt complet de cette séquence d'événements est donné en Annexe A. En somme, les résultats de simulation pertinents pour les quatre études de cas sont présentés pour souligner l'effet d'un écart mécanique.

Dans ce chapitre ainsi que dans le chapitre 5, pour comparer les valeurs de surtensions de manœuvre ou d'appel de courant, la base est présentée dans les équations 4.1 et 4.2, où l'unité réduite $p.u.$ est utilisée afin d'uniformiser l'analyse pour différents niveaux de tension.

$$\hat{U}_{S,a} = 1 \text{ p.u.} \quad (4.1)$$

$$\hat{i}_\epsilon = 1 \text{ p.u.} = 2000 \text{ A RMS} \times \sqrt{2} \approx 2828 \text{ A crête} \quad (4.2)$$

Dans cette base définie, $\hat{i}_\epsilon$ est la valeur crête de l'intensité du courant de l'élément de coupure. Contrairement au calcul le plus répandu utilisant la valeur efficace, la valeur crête de la tension ou du courant est utilisée dans ce mémoire pour définir l'unité réduite ($p.u.$). La valeur efficace correspondante est utilisée pour la puissance apparente. Cette décision concernant la base utilisée sert à faciliter l'analyse des surtensions intrapôles et des décharges de courant transitoires qui surviennent dans différentes conditions de réseau.

Finalement, ce chapitre sert à démontrer les possibilités d'utilisation des modèles de ce mémoire dans le logiciel EMTP. Le large éventail de résultats des cas d'étude présentés vise à faire valoir l'aspect adaptable des modèles de simulation proposés.

4.2 Manœuvre de fermeture

Un seul cas d'étude est analysé pour la manœuvre de fermeture. L'avantage des modèles proposés est la possibilité de simuler l'effet d'un écart mécanique entre les éléments de coupure, comme le montrent les résultats de cette section. Le cas d'étude choisi est l'établissement de courant capacitif, étant donné que c'est le phénomène transitoire qui cause la surtension de manœuvre la plus importante.

4.2.1 Établissement de courant capacitif d'une ligne à haute tension

Dans cette étude de cas, une situation typique de fermeture d'un disjoncteur de ligne est étudiée. Le niveau de tension de cette ligne non chargée est de 735 kV, avec un disjoncteur de ligne à gaz SF₆ muni de quatre chambres de coupure en série. L'autre côté de la ligne (en aval) est en circuit ouvert au moment de la manœuvre de fermeture simulée. Lors de l'établissement de courant sur une ligne non chargée, l'impédance équivalente vue par le disjoncteur de ligne est capacitive. Aucune résistance de pré-insertion n'est utilisée. Le seul paramètre qui diffère d'un cas standard est une désynchronisation mécanique simulée sur la quatrième chambre de coupure de la phase A, du côté charge. La désynchronisation étudiée correspond aux limites de la norme CEI 62271-100, c'est-à-dire $\frac{1}{6}$ de cycle à une fréquence industrielle de 60 Hz (2,7 ms) [2]. De cette manière, le premier pôle à établir le courant (phase A) comporte une chambre de coupure en retard mécanique sur toutes les autres, tandis que les deux autres pôles (phases B et C) sont simulés avec une simultanéité mécanique parfaite.

Cette simulation est similaire à l'établissement de courant capacitif décrit dans l'étude de sensibilité, mais cette fois, le modèle inclut le circuit logique de la section 3.2 pour chacun des quatre interrupteurs par phase. Le circuit d'analyse de l'établissement de courant capacitif à 735 kV est présenté à la figure 4.1. La charge de ce circuit unifilaire est composée d'un transformateur de tension capacitif (C_{TT}), un parafoudre au départ de ligne ($ZnO1$), un modèle de ligne à large bande d'une longueur de 250 km (Z_l), un banc de condensateurs de compensation série (C_{comp}) en parallèle avec un parafoudre ($ZnO2$), un autre transformateur de tension capacitif et parafoudre, puis une inductance de compensation (L_{comp}) branchée à la terre. Le banc de condensateurs de compensation série (C_{comp}) doit être pris en compte pour permettre une simulation représentative de la puissance réactive. En effet, une longue ligne à courant alternatif de plus de 250 km est possible, mais ce type de ligne est très inductif et requiert une compensation. Dans ce cas-ci, la ligne de transport est simulée comme étant parfaitement transposée à l'aide d'un modèle de type large bande, tel que celui présenté par [52, 53] et adapté pour la simulation électromagnétique.

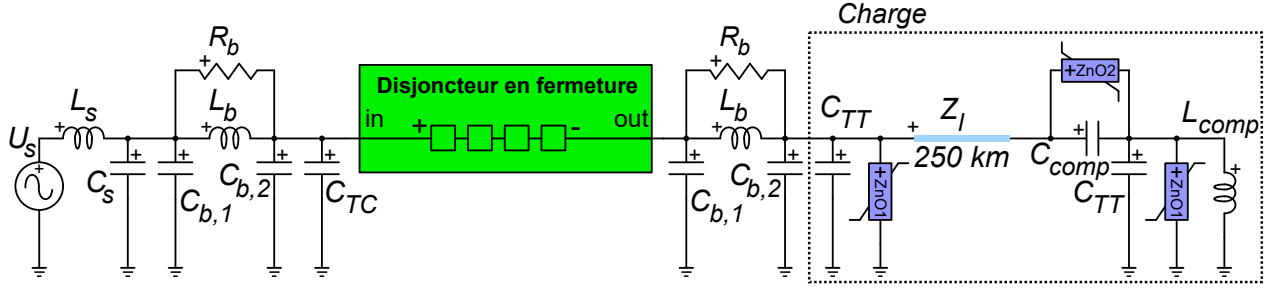


FIGURE 4.1 Circuit unifilaire d'analyse de l'établissement de courant d'une ligne 735 kV non chargée

La tension aux bornes de chaque élément de coupure de la phase A est simulée et présentée à la figure 4.2. Le courant de l'élément de coupure du côté charge de la phase A y est présenté. Il s'agit du courant de l'élément de coupure qui est en retard mécanique de $\frac{1}{6}$ de cycle à 60 Hz. Les fonctions de tension de claquage de chaque chambre de coupure de la phase A sont aussi tracées.

Immédiatement avant le claquage des chambres de coupure 1, 2 et 3, on remarque une répartition de tension statique tel qu'il est attendu pour le régime permanent. Cette répartition s'explique par les condensateurs de répartition en parallèle avec chaque élément de coupure. Alors, la tension aux bornes de chaque chambre de coupure peut être calculée à l'aide des équations de répartition de tension en régime permanent pour le début de la simulation, avant le premier préamorçage. À ce moment, la tension des éléments de coupure est près de 0,25 p.u. par chambre, comme c'est présenté à l'équation 4.3 pour la tension aux bornes de l'élément de coupure du côté source $\hat{U}_{é,1}$. Pour cette équation, le facteur de répartition F_R est calculé avec les condensateurs de répartition d'une capacité C_p de 1600 pF et les capacités intrinsèques C_e de 130 pF.

$$\hat{U}_{é,1} = F_R \times 0,25 p.u. \approx 0,2772 p.u. \approx 166,4 \text{ kV} \quad (4.3)$$

Après le préamorçage simultané dans les chambres de coupure 1, 2 et 3, on remarque sur la figure 4.2 que la quatrième chambre de coupure (élément du côté charge) est encore dans son état d'isolation. Les préarcs des trois chambres du côté source s'éteignent, puis une tension se forme à nouveau à leurs bornes. Juste avant que les contacts d'arc des trois premières chambres de coupure ne se touchent, un deuxième préamorçage survient dans tout le pôle, sauf pour la chambre de coupure du côté charge. À 3,066 ms, c'est à ce moment précis que la tension crête aux bornes de la chambre de coupure atteint sa valeur transitoire soutenue la plus élevée. Les équations 4.4 et 4.5 détaillent le niveau de cette surtension de manœuvre,

où U_{p4} est la tension crête soutenue de cette surcharge et Δt_{Up4} est la durée de la surtension. Une tension transitoire de 1,175 p.u. sur une chambre de coupure correspond à plus de 4 fois la tension en régime permanent lorsque le disjoncteur est en position ouverte, calculée à l'équation précédente 4.3.

$$U_{p4} = 705 \text{ kV} \approx 1,175 \text{ p.u.} \quad (4.4)$$

$$\Delta t_{Up4} = 64 \text{ } \mu\text{s} \quad (4.5)$$

Il est à noter que cette tension U_{p4} dépasse la valeur de tension de tenue prescrite par la norme, pour le condensateur de répartition. Cette tension est indiquée dans le tableau 6 de la brochure technique numéro 368 du CIGRE parue en 2009 [26]. En effet la tension de tenue minimale requise pour un condensateur de répartition est de 465 kV crête pour un disjoncteur à quatre chambres de coupure d'une tension assignée de 800 kV, pour un facteur de répartition de F_R de 1,2, ce qui correspond à une tenue diélectrique de 0,7748 p.u. environ. Cette valeur minimale de tension de tenue pour les condensateurs de réparation avait été estimée par le groupe de travail à partir des tableaux de tension de tenue de la norme CEI 62271-1. Actuellement, la plus récente version de cette norme est l'édition 2.1, qui a été publiée en 2021 [54].

Les trois prochaines études de cas présentées concernent la manœuvre d'ouverture.

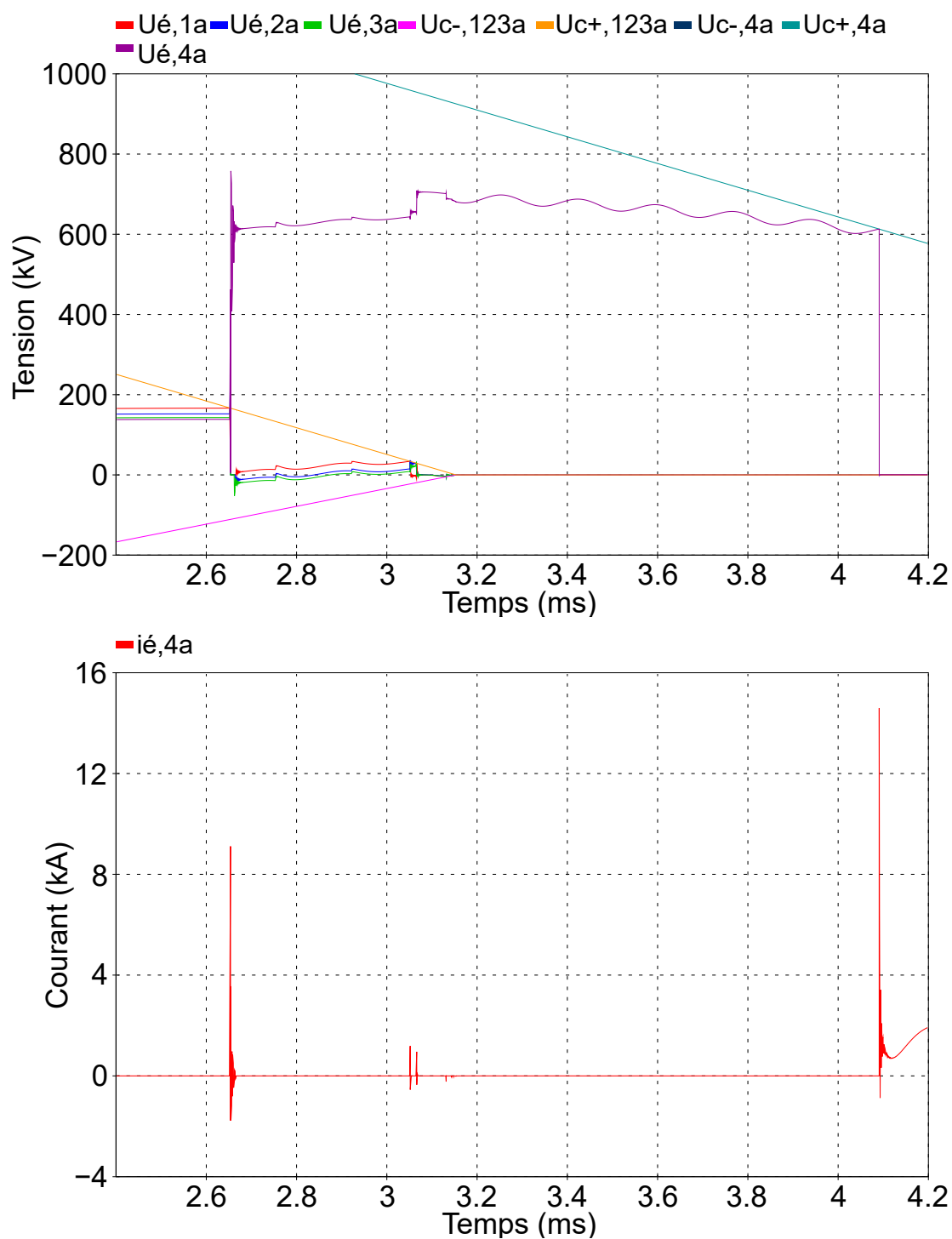


FIGURE 4.2 Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour les chambres de coupure d'un disjoncteur à gaz SF_6 lors de l'établissement du courant d'une ligne 735 kV non chargée

4.3 Manœuvre d'ouverture

Pour les trois cas d'étude en ouverture, la même désynchronisation que pour le premier cas est simulée, c'est-à-dire un seul élément de coupure en retard mécanique, sur la phase A. Cette chambre de coupure en retard mécanique est la chambre de coupure du côté charge, c'est-à-dire la quatrième chambre de coupure pour le disjoncteur à gaz SF₆ simulé (cas d'étude 4.3.1), ou le deuxième interrupteur à vide pour le disjoncteur à vide étudié (cas d'étude 4.3.2 et 4.3.3). Cette fois, comme il s'agit d'une manœuvre d'ouverture, la limite stipulée par la norme CEI 62271-100 à la page 355 est de $\frac{1}{8}$ de cycle à 60 Hz, c'est-à-dire un retard simulé de $2,08\bar{3}$ ms pour l'élément de coupure du côté charge [2]. Ce retard mécanique $\Delta t_{O.SCA}$ est programmé sur la phase A dans tous les cas d'étude.

Pour la manœuvre de fermeture, une désynchronisation mécanique de 0 ms à 1 ms n'occasionne habituellement aucune surtension anormale, puisqu'à ce moment, le phénomène de l'effet domino a de fortes chances de survenir. Ce phénomène a été expliqué dans le chapitre 1. Contrairement à la manœuvre de fermeture, pour la manœuvre d'ouverture, toute désynchronisation mécanique peut être nuisible à l'appareil, si le disjoncteur n'est pas muni d'un système de manœuvre contrôlée. C'est l'une des raisons pourquoi les normes concernant la synchronisation mécanique sont plus strictes en ouverture. Dans ce contexte, l'aspect d'intérêt d'un modèle à plusieurs chambres de coupure est la possibilité de simuler l'effet du passage par zéro du courant au mauvais moment, lors de l'intervalle de temps de la désynchronisation mécanique des contacts d'arc pour un pôle de disjoncteur spécifique. Il y a donc une probabilité que le premier passage par zéro du courant d'arc survienne au moment où les contacts d'arc d'une autre chambre de coupure se touchent encore.

On nomme l'événement du passage par zéro naturel du courant $O.PZN$, selon le lexique de la séquence d'événements qui est présenté en Annexe A. La probabilité étudiée $p_{i,zero}$ correspond à la situation où le premier passage par zéro survient après l'instant $O.SCA$ de la première chambre de coupure, mais avant que l'instant $O.SCA$ de la chambre de coupure en retard ne soit survenu. Dans les cas d'étude en ouverture qui sont simulés, cette probabilité est de $\frac{1}{4}$, tel que présenté à l'équation 4.6 où T est la période en secondes. Cette équation est seulement valable pour un écart mécanique plus court que $\frac{1}{2}$ cycle. Autrement, la probabilité $p_{i,zero}$ serait de 1. L'équation 4.6 considère une extinction de l'arc électrique purement déterministe et ne prend pas en compte l'effet de la dispersion mécanique. Ces phénomènes altèrent la probabilité rencontrée en pratique.

$$p_{i,zero} = p(O.PZN \in]O.SCA_{min}, O.SCA_{max}[) = \frac{2}{T} \frac{1}{8} T = \frac{1}{4} \quad (4.6)$$

Tous les trois cas étudiés en ouverture simulent une manœuvre qui s'est déroulée avec cette probabilité $p_{i,zero}$. Il est à noter que la probabilité $p_{i,zero}$ correspond à la fraction du nombre de cycles d'écart ($\frac{1}{8}$) multipliée par deux. Cela s'explique par le fait qu'il y a exactement 2 passages par zéro par période d'un cycle, à fréquence industrielle. La probabilité exprimée ne dépend pas de la vitesse des contacts mobiles de chaque élément de coupure. Pour un disjoncteur à haute tension parfaitement synchronisé (cas idéalisé), la probabilité $p_{i,zero}$ serait nulle. Pour un disjoncteur à haute tension ayant une désynchronisation mécanique d'un demi-cycle ou plus, la probabilité $p_{i,zero}$ serait de 1. En somme, plus la synchronisation mécanique entre les éléments de coupure d'un même pôle est précise, plus la probabilité $p_{i,zero}$ de ce pôle est faible.

Les trois cas d'étude suivants permettent de mieux comprendre l'effet d'une manœuvre d'ouverture survenant avec cette probabilité $p_{i,zero}$. Le premier cas d'étude d'une manœuvre d'ouverture concerne la coupure d'un courant inductif à l'aide d'un disjoncteur à gaz SF₆.

4.3.1 Tension transitoire de rétablissement pour une charge inductive à 735 kV (disjoncteur SF₆)

L'une des études électromagnétiques transitoires les plus fréquemment rencontrées pour un disjoncteur à haute tension est l'étude de la tension transitoire de rétablissement. Ce présent cas d'étude sert à vérifier l'effet de la tension transitoire de rétablissement dans le contexte d'une désynchronisation mécanique. La simulation concerne la coupure d'un courant inductif à une tension réseau de 735 kV, tel que le présente le circuit de simulation à la figure 4.3. Le disjoncteur utilisé est un disjoncteur à gaz SF₆ comportant quatre chambres de coupure.

Une autre des différences entre le comportement de la manœuvre de fermeture et de la manœuvre d'ouverture est le phénomène de la tension de claquage à chaud, qui est important pour les milieux de coupure autres que le vide. La température de l'arc électrique peut être de l'ordre de 2000 kelvins et elle dépend de l'intensité du courant, pour les disjoncteurs à gaz SF₆ [27]. La considération de la tension de claquage à chaud est donc essentielle pour le modèle d'ouverture, spécifiquement pour la coupure de forts courants. Dans le présent cas d'étude, la constante utilisée pour le TATC à chaud est de 7 kV/μs, une valeur tirée de la norme CEI 62271-100 [2]. En utilisant cette valeur recommandée, la méthode de l'enveloppe à deux paramètres est choisie, tel que la norme le prescrit pour un courant sous la valeur de 60 % du pouvoir de coupure. Cette simplification permet une simulation précise sans avoir

à modéliser la vitesse de soufflage de l'arc ainsi que la croissance de la rigidité diélectrique. L'Annexe B contient des informations plus détaillées concernant la définition du TATC. Une modélisation plus précise pourrait être effectuée pour un modèle de disjoncteur en particulier dont les données de séquences d'essais T60 ou T100 sont disponibles.

Également, pour ce cas d'étude, la constante $\overline{di/dt_{ext}}$ utilisée est de 8,9 A/ μ s [10], c'est-à-dire une valeur limite d'un disjoncteur à air mis à l'essai. Cette valeur est conservatrice puisque les disjoncteurs à gaz SF₆ ont habituellement un pouvoir de coupure supérieur à celui des disjoncteurs à air.

Sur la figure du circuit équivalent 4.3 du cas d'étude, la tension de régime permanent ($MCOV$) que peut tenir le parafoudre est de 490 kV efficaces. La capacité parasite du transformateur de courant (C_{TC}) est de 450 pF [55], puis l'inductance de la charge L_{ch} correspond à une puissance réactive de 110 Mvar par phase. Ces valeurs sont usuelles et peuvent être retrouvées sur plusieurs grands réseaux électriques à travers le monde.

Les résultats de simulation de ce cas d'étude sont affichés sur la figure 4.4. Au haut de la figure, les tensions présentées sont les tensions de claquage U_{50} de polarité positive et de polarité négative pour chaque chambre de coupure du pôle de la phase A. Aussi dans la partie supérieure de la figure, les tensions aux bornes de chacune des quatre chambres de coupure sont tracées. Au bas de la figure est présenté le courant de décharge de l'élément de coupure en retard, c'est-à-dire l'élément de coupure du côté charge de la phase A.

Lors du passage par zéro du courant pour les trois chambres de coupure côté source ($O.PZN$), l'extinction du courant de charge survient. Une tension transitoire de rétablissement (TTR) est observée, avec une vitesse d'accroissement de la tension de rétablissement (VATR) avoisinant l'enveloppe de 7 kV/ μ s tracée par le taux d'accroissement de la tension de claquage (TATC) à chaud. Cette situation aux limites représente une coupure du courant inductif réussie avec trois chambres de coupure sur quatre. En effet, les contacts d'arc de la chambre du côté charge de la phase A se touchent encore, à cet instant.

Par la suite, à l'instant 3,0834 ms, les contacts d'arc de la quatrième chambre de coupure se séparent. Aucun courant ne circule dans la quatrième chambre de coupure à cet instant, puisque les trois autres chambres ont déjà réussi à couper le courant de charge. Quelques microsecondes après, la vitesse d'accroissement de la tension de claquage dépasse la valeur de la tension de claquage à chaud. Ce phénomène engendre des réallumages, uniquement dans la chambre de coupure du côté charge.

Le phénomène des décharges disruptives non soutenues est bien connu et un article de conférence de 2005 en explique la théorie [56]. Ce type de décharges disruptives permet à un courant de circuler de manière transitoire dans un arc électrique d'une seule chambre de coupure, sans que le pôle complet du disjoncteur subisse de surtension et d'appels de courant.

Les courtes décharges disruptives non soutenues surviennent jusqu'à ce que la tension de rétablissement de la chambre de coupure du côté charge rattrape la tension de rétablissement des trois autres chambres de coupure. Sur la figure 4.4, cet instant est observé à 3,84764 ms. Tout au long des multiples réallumages de la chambre de coupure du côté charge, aucun réallumage ne survient dans les trois autres chambres de coupure de la phase A. Les propriétés isolantes de celles-ci assurent la tenue diélectrique.

Les deux prochaines études de cas simulent un cas théorique d'un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide. Cette conception de disjoncteur à vide à plusieurs interrupteurs n'est pas répandue sur les réseaux électriques. Par conséquent, ces deux études sont de caractère prospectif. L'étude de cas 4.3.2 présente l'étude d'un défaut monophasé aux bornes de la phase A du disjoncteur installé à 230 kV.

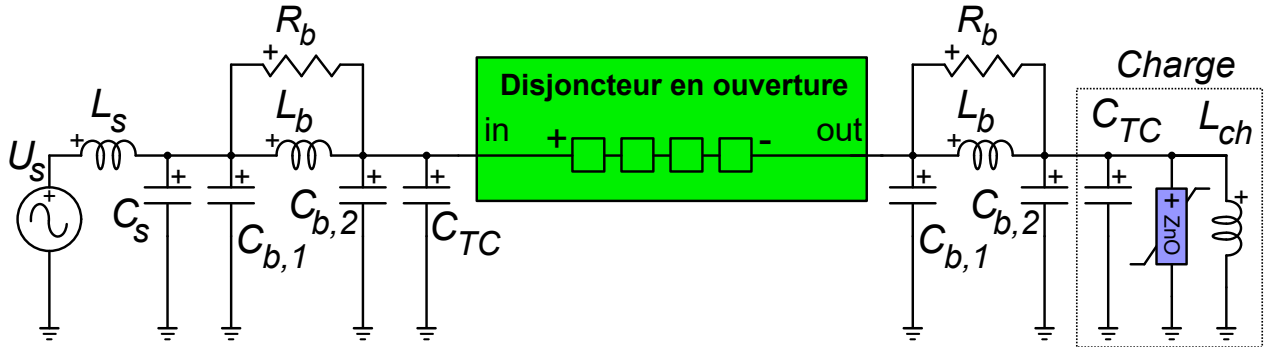


FIGURE 4.3 Circuit unifilaire d'analyse de la coupure d'un courant inductif à l'aide d'un disjoncteur à gaz SF_6

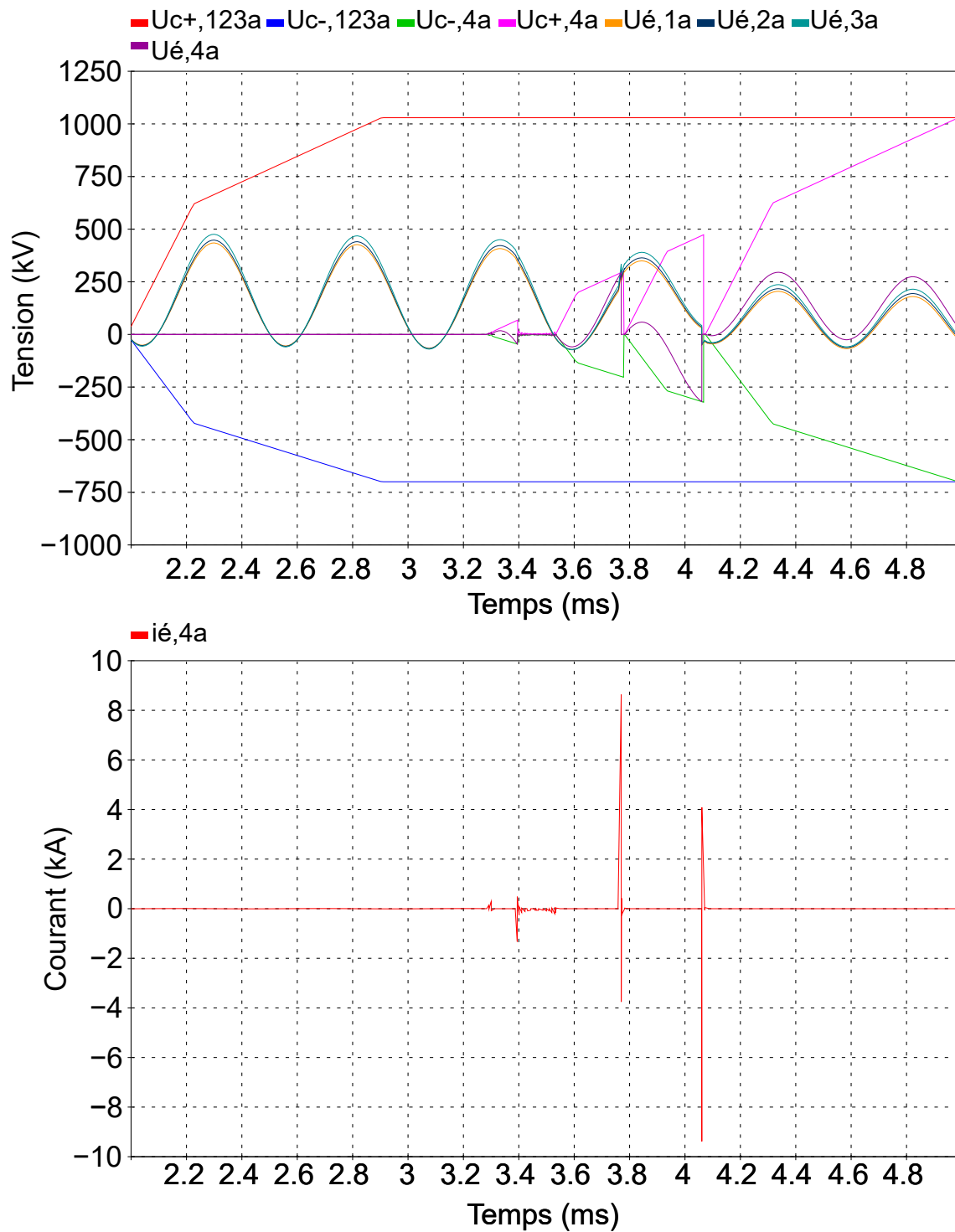


FIGURE 4.4 Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour les chambres de coupure d'un disjoncteur à gaz SF₆ lors de l'extinction d'un courant inductif à 735 kV

4.3.2 Courant de défaut monophasé (disjoncteur à vide)

Cette étude de cas porte encore sur la tension transitoire de rétablissement (TTR) et la vitesse d'accroissement de la tension de rétablissement (VATR). Dans ce cas-ci, à la différence de l'étude de la section précédente : un courant de défaut monophasé est simulé. Le type de disjoncteur qui est simulé pour cette étude est un disjoncteur à vide qui comporte deux interrupteurs à vide en série. Des condensateurs de répartition sont simulés en parallèle avec chaque élément de coupure, comme pour les autres études de cas réalisées, c'est-à-dire avec une capacité C_p de 1600 pF. Certaines caractéristiques des interrupteurs à vide sont inspirées de [7] : la pente maximale du courant d'arc que peut couper le disjoncteur $\overline{di/dt_{ext}}$ est de 500 A/ μ s, l'inductance intrinsèque du condensateur de répartition est de 50 nH et la résistance d'amortissement du condensateur de répartition R_p est de 50 Ω . Pour un disjoncteur à vide, il est possible de ne pas prendre en compte la tension de claquage à chaud, puisque le recouvrement diélectrique se déroule rapidement dans ce type de technologie. À ce moment, on entre une valeur très élevée comme TATC à chaud, dans le modèle de simulation. La tension transitoire de rétablissement n'atteint donc pas la courbe caractéristique à chaud. La tension de claquage en régime permanent U_c pour chaque interrupteur à vide est simulée à une valeur de 165 kV, ce qui est tiré de la moyenne mesurée par un groupe de recherche en 2003 [57].

La tension réseau simulée (U_S) est de 230 kV efficaces. La charge utilisée pour le défaut est une résistance de $5\ \Omega$ branchée entre la phase et la masse sur la phase A, comme le montre le circuit unifilaire d'analyse à la figure 4.5. Cela implique un défaut avec impédance, donc un courant de défaut monophasé de 21,990 kA efficaces (11,0 p.u.), puisque l'inductance de source L_s de 12 mH est aussi considérée. Ce défaut est simulé à un instant t de 5 ms. Un parafoudre est aussi inclus au circuit de la charge, avec une tension en régime permanent ($MCOV$) de 490 kV efficaces. La capacité parasite du transformateur de courant (C_{TC}) est de 450 pF [55]. Une résistance de charge est également simulée à une valeur de $70\ \Omega$, ce qui correspond à une puissance P_{ch} d'environ 0,949 p.u..

Pour un courant de défaut avoisinant le pouvoir de coupure, l'essai de type T100 permet de mesurer en laboratoire le respect de la norme CEI 62271-100, pour un disjoncteur donné [2]. Pour ce type d'essai utilisant un courant de défaut, l'enveloppe de la TTR utilisée est l'enveloppe à quatre paramètres. Dans le tableau de la norme CEI, on y retrouve les valeurs présentées à l'équation 4.7, ce qui permet d'évaluer la pente requise de l'enveloppe à quatre paramètres, pour l'essai T100 [27], utilisé dans cette simulation comme le taux d'accroissement de la tension de tenue (TATT) à froid [2]. Lorsqu'une valeur de la Commission électrotechnique internationale est utilisée, la nomenclature « tension de tenue » doit être spécifiée au lieu de « tension de claquage », même si les modèles logiques proposés à la section 3.2 n'en font pas la différence (le modèle est déterministe). L'Annexe B définit certains termes propres aux phénomènes du claquage ou de la tenue diélectrique. Il est à noter que lorsqu'une enveloppe de la CEI est utilisée, la valeur spécifiée du taux d'accroissement de la tension de tenue doit être divisée par le nombre de chambres de coupure du disjoncteur. Cette valeur normative est donnée pour un pôle de disjoncteur complet, alors le taux doit être rapporté à une seule chambre de coupure.

$$TATT_{froid} \approx \frac{(U_c - U_1)}{(t_2 - t_1) \times N} = \frac{(364\text{ kV} - 195\text{ kV})}{(392\ \mu\text{s} - 98\ \mu\text{s}) \times 2} \approx 0,2874\ \frac{\text{kV}}{\mu\text{s}} \quad (4.7)$$

Avec cette approximation du taux d'accroissement de la tension de tenue, il est possible d'utiliser les modèles détaillés dans le chapitre 3 et de les adapter aux requis de la norme CEI, que devrait éventuellement respecter un disjoncteur à vide comportant plusieurs interrupteurs en série. Il serait possible de configurer le modèle de disjoncteur en ouverture du circuit de la figure 4.5 pour fournir comme variable d'entrée la fonction exacte de l'enveloppe à quatre paramètres requise, ce qui permettrait d'y inclure aussi les pentes nécessaires à l'enveloppe à quatre paramètres. Le modèle *Breaker for TRV* du logiciel EMTP permet déjà de fournir certaines de ces fonctions d'entrées possibles de l'enveloppe de la tension transitoire de rétablissement (TTR) [58]. Toutefois, pour simplifier l'analyse, seulement une des pentes

de l'enveloppe est calculée comme taux, c'est-à-dire le segment entre les tensions U_1 et U_c sur l'enveloppe. En pratique, le TATC à chaud pour un disjoncteur à vide est beaucoup plus élevé que la vitesse d'accroissement de la tension de rétablissement (VATR) étudiée dans cette section, alors le claquage surviendrait si la TTR rejoint la tension de claquage à froid. Autrement dit, le TATC à chaud peut être omis lors de la simulation de la manœuvre d'ouverture avec un disjoncteur à vide.

Les résultats de cette simulation sont présentés à la figure 4.6, où on retrouve les tensions de claquage des chambres de coupure 1 et 2, la tension aux bornes de chaque chambre de coupure des éléments de coupure de la phase A ($U_{\acute{e},1a}$ et $U_{\acute{e},2a}$) et le courant de décharge de la chambre de coupure du côté charge ($i_{\acute{e},2a}$). Comme pour les cas d'étude précédents, la partie du haut du graphique présente les tensions du disjoncteur étudié, tandis que la partie du bas de la figure montre le tracé du courant de court-circuit de la phase A. Le courant de court-circuit débute à 5 ms dans ce cas d'étude.

Puisque l'événement $p_{i,zero}$ survient, le premier passage par zéro du courant d'arc de la chambre de coupure de gauche survient juste après la séparation de ses contacts d'arc. Le phénomène des réallumages multiples survient à ce moment, de l'instant à 10,11 ms jusqu'à l'instant à 10,25 ms. Par la suite, le courant de court-circuit est coupé à un instant t de 18,90 ms, un demi-cycle après avoir brûlé entre les contacts d'arc. Il est à noter que le disjoncteur tient tout juste la tension de rétablissement après extinction du courant de court-circuit : la valeur de la tension avoisine la tension de claquage à 165 kV crête. Cela signifie que la tension transitoire de rétablissement se retrouve dans la zone de tension probabiliste entre la tension de tenue et la tension de claquage. Le disjoncteur « réussit » la coupure du courant de court-circuit à la limite de sa tension de claquage en position ouverte. Un plus grand nombre d'interrupteurs en série devrait alors être utilisé, si la tension de claquage de chaque interrupteur n'est que 165 kV crête, de manière à permettre une plus grande robustesse pour un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs. L'Annexe D présente une étude supplémentaire sur une architecture différente permettant de faciliter l'utilisation des interrupteurs à vide mis en série. Cette architecture en étude prospective pourrait permettre de limiter les dommages engendrés par le phénomène des réallumages successifs, puis de diminuer la probabilité d'un réallumage, pour un disjoncteur à vide d'une tension assignée de 245 kV. L'architecture présentée à l'Annexe D est présentée pour un disjoncteur à vide comportant 4 interrupteurs en série. Ce concept pourrait être mis à l'échelle pour un plus grand nombre d'interrupteurs.

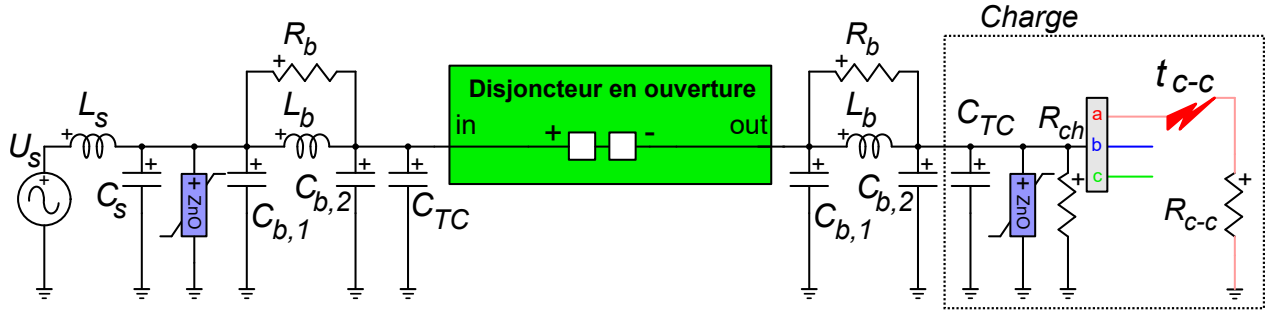


FIGURE 4.5 Circuit unifilaire d'analyse de la coupure d'un courant de défaut monophasé sur la phase A, à l'aide d'un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV

En somme, pour l'étude de cas de cette section, un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs en série pourrait fonctionner correctement pour couper un courant de défaut monophasé malgré une désynchronisation mécanique simulée. Cependant, la marge de sécurité entre la tension de rétablissement et la tension de claquage est faible. Le modèle proposé permet l'étude plus approfondie de la TTR causée par l'extinction d'un défaut monophasé.

La prochaine étude de cas concerne également la simulation d'un disjoncteur à vide en ouverture. Une coupure de courant de magnétisation d'un transformateur est simulée à l'aide du disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs en série, tel que le disjoncteur à vide qui a été simulé pour l'étude du court-circuit.

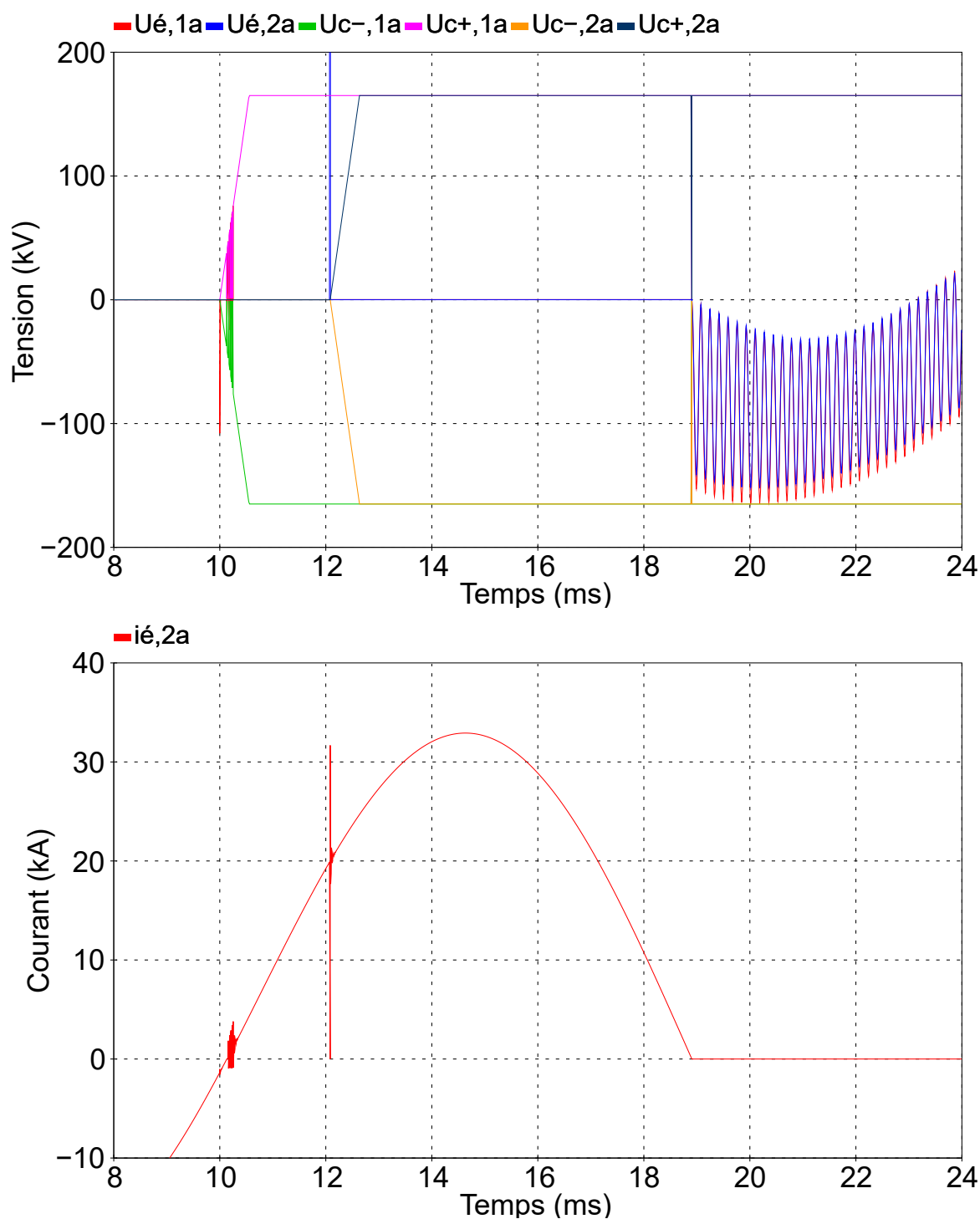


FIGURE 4.6 Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV, pour un défaut monophasé sur la phase A

4.3.3 Coupure de petits courants inductifs avec phénomène d'arrachement de courant

Un disjoncteur à vide à deux interrupteurs est simulé pour la coupure d'un courant de magnétisation d'un transformateur de puissance à 230 kV. Il s'agit d'un transformateur de puissance à vide, c'est-à-dire connecté en aval à un disjoncteur en position ouverte. Le disjoncteur de cette étude de cas doit couper un faible courant de magnétisation, ce qui permet d'analyser la coupure de petits courants inductifs usuels. Dans la littérature, on souligne que l'arrachement de courant est considérable pour la coupure d'un faible courant. L'équation de la revue de littérature 2.19 est utilisée dans cette étude pour inclure l'effet du courant d'arrachement. Ce calcul permet d'omettre l'impédance caractéristique et dépend du courant de charge [30]. Les paramètres q , α et β utilisés dans la simulation sont les mêmes que ceux déterminés par [7, 59]. Ces valeurs sont présentées aux équations 4.8, 4.9 et 4.10.

$$\alpha = 6,2 \times 10^{-16} \text{s} \quad (4.8)$$

$$\beta = 14,2 \quad (4.9)$$

$$q = (1 - \beta)^{-1} \quad (4.10)$$

La même architecture de charge que pour l'étude de cas 4.3.1 est utilisée dans cette section, mais L_{comp} est changée pour la réactance de magnétisation X_m et la résistance des pertes fer R_m . Le circuit unifilaire de cette étude de cas est schématisé à la figure 4.7. Pour représenter l'impédance un transformateur à 230 kV en circuit ouvert, le courant de magnétisation du transformateur simulé est fixé à 1 A et la résistance des pertes fer est paramétrée avec un courant de 0,1 A. La valeur de l'inductance de magnétisation est donc de 393,43 H, puis la valeur de la résistance des pertes fer R_m est d'environ 1,483 M Ω . Pour simplifier la simulation, l'aspect non linéaire des pertes par hystérésis est omis dans ce cas-ci.

Les résultats de simulation de la coupure d'un courant de magnétisation sont présentés à la figure 4.8. Lors de l'arrachement de courant dans l'interrupteur à vide du côté source, l'interrupteur à vide du côté charge est encore en position fermée. Étant donné que le courant de magnétisation est inférieur à la valeur simulée du courant d'arrachement maximal, le courant est arraché dès la séparation des contacts d'arc du côté source (*O.SCA*). Cette énergie est stockée initialement dans la réactance de magnétisation X_m lors de la séparation des contacts d'arc du premier interrupteur à vide. L'oscillation entre la réactance et les capacités parasites adjacentes est telle que la tension de chaque interrupteur atteint la valeur de la tension de claquage en position ouverte U_c . Des réamorçages surviennent à répétition

à cause de l'oscillation de tension engendrée par la réactance. Cette situation critique est causée par la répartition de tension dynamique, qui dépasse la tension de claquage de chaque interrupteur.

En somme, la mise en série de deux interrupteurs à vide sans autre architecture pourrait ne pas être suffisante pour permettre la coupure d'un petit courant inductif, à une tension de 230 kV. Un plus grand nombre de bouteilles à vide en série pourrait être utilisé afin que la TTR n'atteigne pas la valeur de l'enveloppe simulée. Une autre possibilité serait l'utilisation d'un type de bouteille à vide différent pour éviter les réallumages : une bouteille à vide plus volumineuse que les modèles existants et utilisant un mécanisme rapide. L'Annexe D propose une simulation prospective utilisant une architecture d'interrupteurs à vide qui permet d'éviter le phénomène des réamorçages successifs observé à la figure 4.8, selon les résultats préliminaires. Cette partie du mémoire a été placée en annexe, car des études supplémentaires devraient être réalisées afin d'en tirer des conclusions propres à cet agencement de bouteilles à vide.

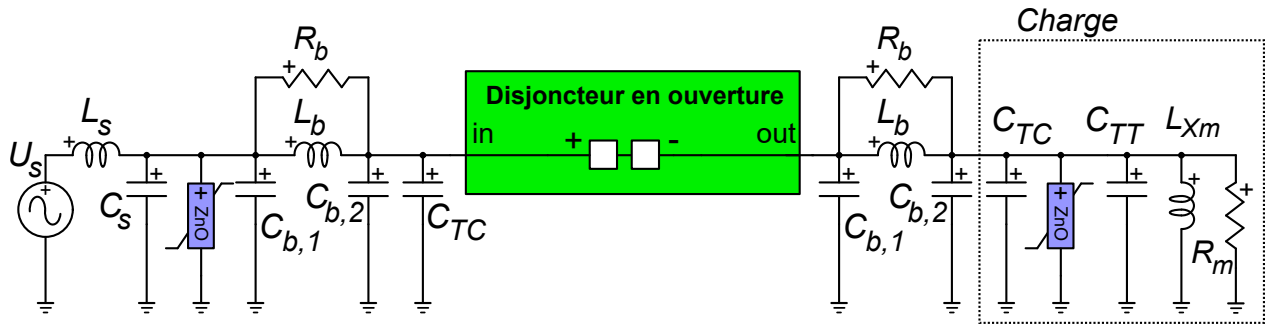


FIGURE 4.7 Circuit unifilaire d'analyse de la coupure d'un courant de magnétisation d'un transformateur de puissance à l'aide d'un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV

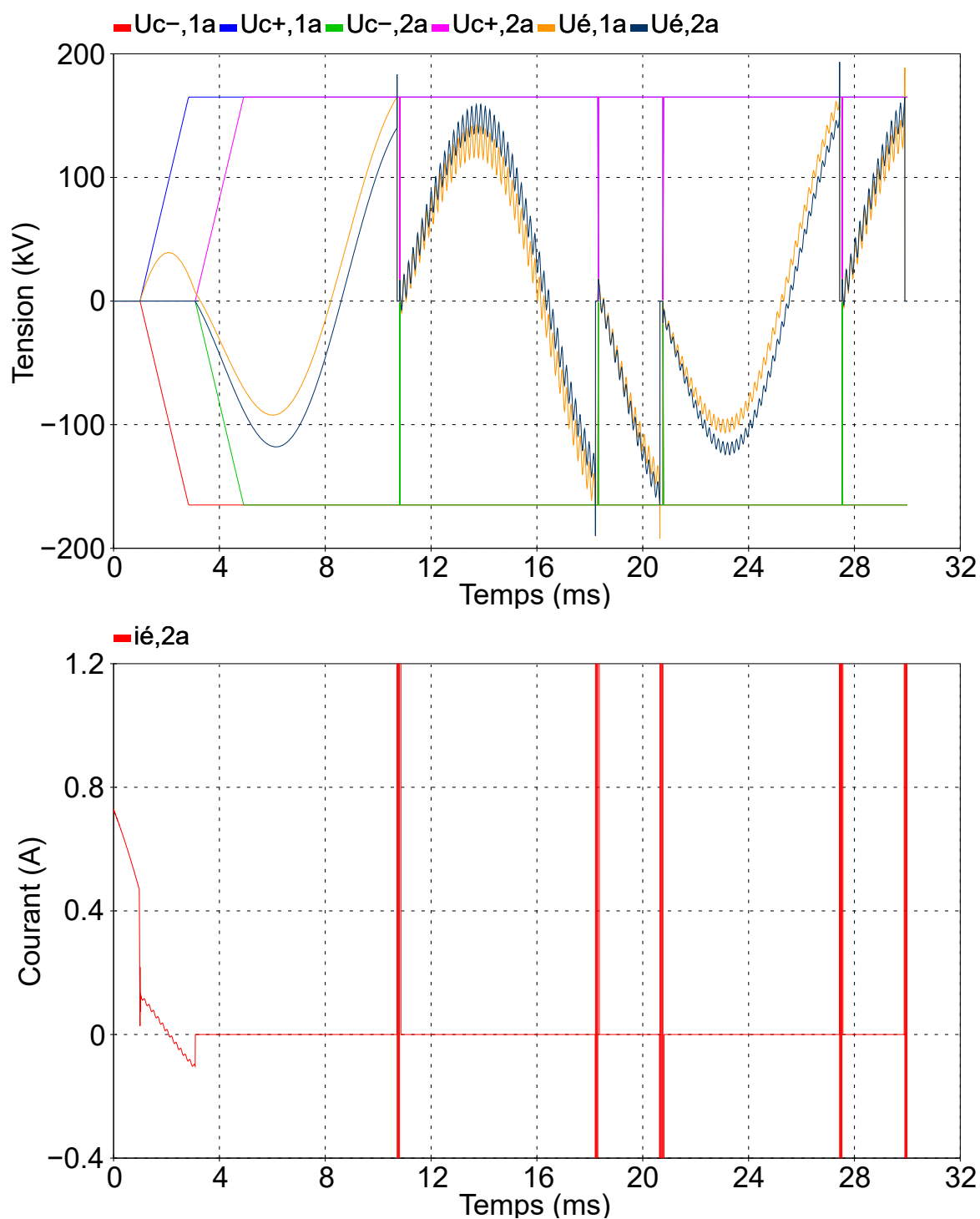


FIGURE 4.8 Tensions de manœuvre et courant de décharge simulés, pour un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs à vide en série, à 230 kV, pour la coupure de petits courants inductifs de magnétisation d'un transformateur de puissance

CHAPITRE 5 RÉSULTATS DE SIMULATION UTILISANT DES DONNÉES MESURÉES

5.1 Mise en contexte

Ce chapitre vise à faire la démonstration que les modèles définis au chapitre 3 et appliqués aux cas d'étude du chapitre 4 permettent aussi d'être utilisés avec des données mesurées expérimentalement. Différentes mesures expérimentales peuvent alimenter les modèles, pour reproduire le comportement électromagnétique d'un disjoncteur en particulier. D'une part, les modèles peuvent s'adapter à des mesures d'un essai de chronométrage. D'autre part, cette modélisation de disjoncteurs à haute tension peut utiliser des données provenant d'essais de type. Les résultats présentés dans ce chapitre-ci concernent une simulation d'un disjoncteur à deux chambres de coupure à gaz SF₆ pour une manœuvre de fermeture, simulation basée sur des résultats du système de diagnostic universel, non intrusif et ciblé (UNIC) [4]. Introduit dans la revue de littérature (2), ce système permet la mesure d'émissions électromagnétiques transitoires, ce qui permet de replacer dans le temps et dans l'espace certains événements survenus durant la manœuvre du disjoncteur instrumenté. En plus des mesures des EET, des mesures de la forme d'onde du courant de charge ont été prises avec ce système et seront utilisées dans ce chapitre.

5.1.1 Séquence d'événements comme variables d'entrée

Les instants provenant de la séquence d'événements d'une manœuvre de disjoncteur sont nommés à partir de codes définis [9]. Pour arriver à paramétrer une simulation avec des données expérimentales, un algorithme doit être utilisé avant de lancer la simulation en utilisant seulement les écarts temporels essentiels au calcul. Les modèles de simulation proposés dans ce mémoire utilisent les codes *O.SCA* en ouverture et *F.MM* en fermeture, ainsi que leurs écarts mécaniques respectifs par chambre de coupure. Ces événements mécaniques suivent une dispersion statistique, alors au besoin, la moyenne pour une chambre de coupure de disjoncteur donnée peut être utilisée comme variable d'entrée pour la simulation déterministe. Cependant, ces deux éléments de la séquence mécanique d'événements ne peuvent être mesurés directement avec l'outil de diagnostic UNIC. Muni de quatre antennes disposées à des distances précises autour du disjoncteur, le système UNIC peut trouver l'instant de l'occurrence de chaque préamorçage, réallumage et réamorçage, tout en déterminant dans quelle chambre de coupure cet événement est survenu [3, 6, 35, 50]. Les éléments de séquence

des préamorçages en fermeture se nomment $F.PCA$, c'est-à-dire l'instant de préamorçage des contacts d'arc. Lors de la mise en contact des contacts d'arc d'une chambre de coupure, l'élément de séquence en fermeture se nomme $F.MCA$ [9]. D'autres détails concernant la séquence temporelle d'événements de la manœuvre d'un disjoncteur sont décrits dans l'Annexe A.

Quelques contraintes et approximations peuvent être définies avant d'estimer les instants requis pour la simulation, à partir des événements mesurés. Les équations 5.1 à 5.3 définissent des contraintes à utiliser. L'instant $t_{pré,a1}$ est le premier préarc sur la phase A du disjoncteur, puis l'écart entre le premier et le dernier préamorçage d'une manœuvre en particulier est nommé $\Delta F.PCA$. L'équation 5.2 est une approximation qui impose une même vitesse et une même pression du milieu de coupure pour tous les éléments en série que comporte le pôle, avec aucune dispersion mécanique. Lorsque plusieurs manœuvres ont été surveillées à l'aide de l'outil de diagnostic, la valeur maximale d'un élément de la séquence est spécifiée par l'opérateur Max , en comparant toutes les mesures disponibles pour une distribution statistique donnée d'un pôle de disjoncteur. Plusieurs manœuvres m se retrouvent dans la distribution statistique comparée.

$$t_{pré,a1} = F.PCA.A_1 \quad (5.1)$$

$$\Delta F.MM \approx \Delta F.MCA \quad (5.2)$$

$$Max\{\Delta F.PCA.A_m\} \leq \Delta F.MM.A \quad (5.3)$$

Les approximations exprimées permettent de simuler la manœuvre moyenne d'un disjoncteur en télésurveillance ou encore une manœuvre en particulier, en utilisant les modèles de ce mémoire de maîtrise.

La section suivante est un exemple d'application du modèle à la fermeture d'un disjoncteur à gaz SF_6 muni d'un système de manœuvre contrôlée.

5.2 Simulation utilisant des données expérimentales d'établissement de courant capacitif avec système de manœuvre contrôlée

Le but de cette section est la présentation d'un cadre d'analyse pour des mesures de diagnostic non intrusives pendant une manœuvre (qui ne requièrent pas le retrait de l'équipement en réseau). Les mesures utilisées sont le courant de la manœuvre et les délais de préamorçages fournis par un appareil de diagnostic. L'une des solutions possibles est présentée, pour respecter les contraintes imposées par les données de mesure. En fixant la valeur du taux de la tension de claquage pour toutes les chambres (un TDTC de 1,5 p.u.), la seule autre solution possible serait obtenue pour un déphasage de 180° par rapport au courant mesuré. Cette solution n'est pas présentée ici.

Un système de manœuvre contrôlée vise à ce que la courbe du TDTC croise la tension de l'élément de coupure à son passage par zéro, lors de l'établissement de courant capacitif. Cette logique de fermeture du système de manœuvre contrôlée considère implicitement que la tension du banc de condensateur est à 0 V au moment de l'amorçage, et ce, pour chaque phase du disjoncteur à commande unipolaire. En utilisant des délais de préamorçage mesurés pour un disjoncteur muni d'un système de manœuvre contrôlée, on estime les délais mécaniques réels d'un disjoncteur à haute tension.

Le disjoncteur à l'étude est un disjoncteur à gaz SF_6 muni de deux chambres de coupure. Un circuit équivalent du disjoncteur à l'étude et de la charge est présenté à la figure 5.1. Les données expérimentales utilisées sont tirées entre autres des données de mesure du système UNIC qui ont été publiées en 2014 [6]. La simulation de cette section est paramétrée à l'aide des données de cet article, plus précisément le disjoncteur n° 1 du tableau III de l'article. Le cas d'étude de cette section correspond au cas numéro 1.1 du pôle A.

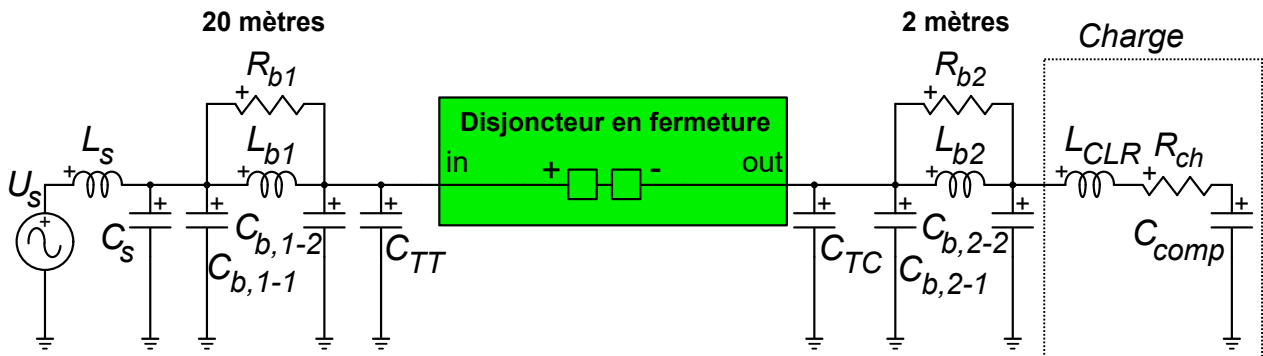


FIGURE 5.1 Circuit unifilaire du cas simulé à partir des données expérimentales

Dans les données expérimentales disponibles, le courant de charge durant la manœuvre a été mesuré pour une durée d'environ 1 seconde. Il est possible de trouver l'angle de la tension de source en régime permanent, tout comme l'angle du courant de charge. En utilisant le courant mesuré en régime permanent, un instant de passage par zéro est déterminé graphiquement à partir du courant mesuré sur la phase A ($t_{pz,i}$), après que l'établissement de courant ait eu lieu, tel que présenté à l'équation 5.4. Ce passage par zéro est au début de la sinusoïde, donc avant le demi-cycle positif du courant. Cela correspond à un angle $\angle \vec{i}_{ch}$ de $7,41^\circ$ trouvé avec l'opérateur *modulo*, à l'équation 5.5. Cet angle calculé à partir du courant mesuré servira à définir l'angle de la tension de source $\angle \vec{U}_{S,a}$.

$$t_{pz,i} = 949,657 \text{ ms} \quad (5.4)$$

$$\angle \vec{i}_{ch} = -\left[\frac{949,657 \text{ ms}}{1000 \frac{\text{ms}}{\text{s}}} \bmod\left(\frac{1 \text{ Hz}}{f}\right)\right] \times f \times 360^\circ + 360^\circ \approx 7.41^\circ \quad (5.5)$$

En simplifiant le circuit présenté à la figure 5.1, on détermine l'impédance équivalente par un calcul analytique. Pour cela, il est possible d'omettre certains paramètres, qui ont une faible influence sur l'impédance de la charge à une fréquence de 60 Hz. Les paramètres omis pour le calcul analytique sont les suivants :

- R_{b1} et R_{b2} , les résistances d'amortissement du jeu de barres (Ω) ;
- L_{b1} et L_{b2} , les inductances des jeux de barres ;
- $C_{b,1-1}$, $C_{b,1-2}$, $C_{b,2-1}$ et $C_{b,2-2}$, les capacités équivalentes des jeux de barres adjacents (modèle en π) (F) ;
- C_{TC} , la capacité parasite du transformateur de courant (F) ;
- L'impédance du disjoncteur en position fermée.

Après avoir omis ces paramètres, les autres valeurs du circuit équivalent sont utilisées pour déterminer analytiquement l'impédance de la charge vue par la source, à une fréquence réseau de 60 Hz. La capacité de la charge C_{comp} est de 12 μF , L_{CLR} est de 0,8 mH, la capacité du transformateur de tension C_{TT} est de 4 nF, puis les autres valeurs sont les mêmes que pour le tableau 3.1. On ajoute une valeur de résistance d'amortissement R_{ch} comme le montre la figure 5.1, qui a été ajustée à 5 Ω pour que l'amortissement du courant simulé s'apparente au courant mesuré.

Pour déterminer l'impédance équivalente vue de la source de tension, le calcul est présenté par les équations 5.6 à 5.10.

$$\vec{Z}_{\acute{e}q} = \frac{(R_{ch} + \vec{Z}_{Ccomp} + \vec{Z}_{LCLR}) \times (\vec{Z}_{CS} + \vec{Z}_{CTT})}{(R_{ch} + \vec{Z}_{Ccomp} + \vec{Z}_{LCLR} + \vec{Z}_{CS} + \vec{Z}_{CTT})} + \vec{Z}_{LS} \quad (5.6)$$

$$\vec{Z}_{\acute{e}q} = \frac{(R_{ch} + \frac{1}{j\omega C_{comp}} + j\omega L_{CLR}) \times (\frac{1}{j\omega C_S} + \frac{1}{j\omega C_{TT}})}{R_{ch} + \frac{1}{j\omega C_{comp}} + j\omega L_{CLR} + \frac{1}{j\omega C_S} + \frac{1}{j\omega C_{TT}}} + j\omega L_S \quad (5.7)$$

$$\vec{Z}_{\acute{e}q} = \frac{(5 \Omega - j221,05 \Omega + j0,301 \Omega) \times (-j44210 \Omega - j663146 \Omega)}{(5 \Omega - j221,05 \Omega + j0,301 \Omega - j44210 \Omega - j663146 \Omega)} + j4,524 \Omega \quad (5.8)$$

$$\vec{Z}_{\acute{e}q} \approx 5 - j216,15 \Omega \quad (5.9)$$

$$\angle \vec{Z}_{\acute{e}q} \approx -88.68^\circ \quad (5.10)$$

Avec la valeur d'angle de l'impédance équivalente vue par la source, on calcule à l'équation 5.11 l'angle de la source de tension sinusoïdale, c'est-à-dire $\angle \vec{U}_{S,a}$.

$$\angle \vec{U}_{S,a} = \angle \vec{i}_{ch} + \angle \vec{Z}_{\acute{e}q} \approx 7.41^\circ - 88.68^\circ = -81.27^\circ \quad (5.11)$$

Après avoir déterminé l'angle de la source de tension triphasée, le courant mesuré est comparé au courant simulé pour déterminer l'instant de la mise en mouvement des contacts d'arc du deuxième élément de coupure du pôle A, *F.MM.A2*. Comme le premier élément de coupure qui a eu un préamorçage est l'élément de coupure du côté source, pour ce cas 1.1 de l'article [6], le délai de préamorçage mesuré servira à définir une désynchronisation mécanique $\Delta F.MM$ plausible, en utilisant le délai $\Delta F.PCA$ de 89,86 μs .

Les résultats de cette simulation basée sur des mesures expérimentales sont présentés à la figure 5.2, qui illustre les tensions et les courants de la phase A du disjoncteur simulé. Sur la figure, on remarque que le préamorçage de la seconde chambre de la phase A survient après un court délai. Pour ajuster la courbe simulée à la courbe expérimentale, on simule une désynchronisation mécanique $\Delta F.MM$ d'environ 700 μs au maximum pour la phase A du disjoncteur, comme le cas 1,1 simulé représentait le plus important délai de préamorçage entre les deux chambres, pour ce pôle. Cette simulation illustre l'effet domino introduit au chapitre 1. Une vue agrandie du phénomène est illustrée à la figure 5.3.

Cette dernière simulation du mémoire permet de démontrer que les modèles présentés peuvent s'appliquer à des données expérimentales. La manœuvre d'un disjoncteur avec une bonne synchronicité comme celui modélisé dans cette section-ci pourrait aussi être simulée à l'aide

d'un modèle plus simple à interrupteur unique, dans le logiciel EMTP. Cependant, l'avantage de simuler un cas nominal avec les modèles à plusieurs chambres de coupure est d'avoir un aperçu de certains paramètres de la manœuvre qui n'ont pas été mesurés en réseau. Il suffit de simuler un délai mécanique pour les écarts $\Delta F.MM$ en fermeture et $\Delta O.SCA$ en ouverture, pour retrouver l'ajustement de courbe correspondant au délai de préamorçage mesuré expérimentalement. Des développements futurs sont anticipés pour pouvoir utiliser ce type de simulation électromagnétique dans des objectifs de diagnostic de disjoncteurs à haute tension.

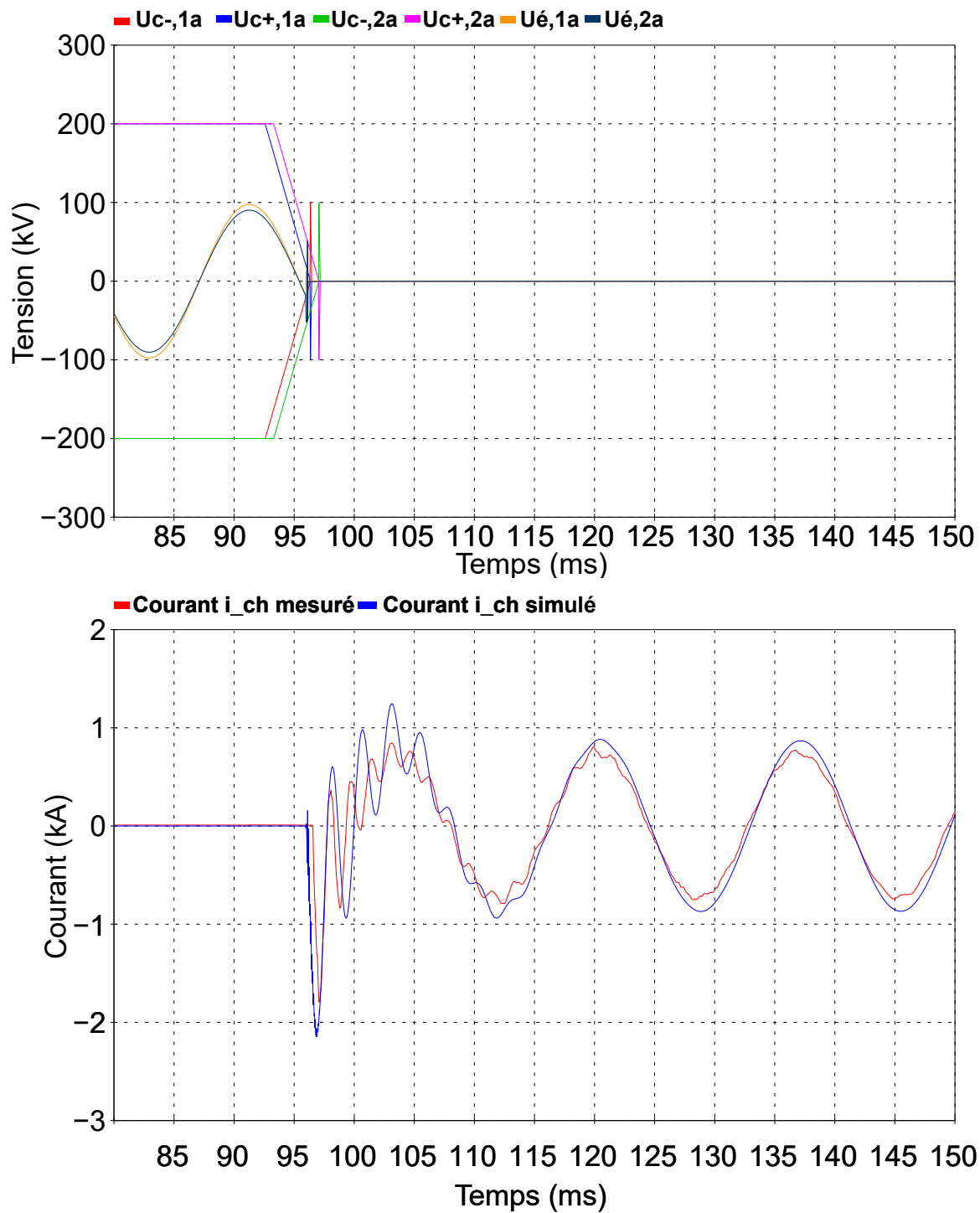


FIGURE 5.2 Simulation d'une manœuvre de fermeture d'un disjoncteur à gaz SF_6 avec une charge capacitive à neutre mis à la terre, utilisant des données expérimentales mesurées

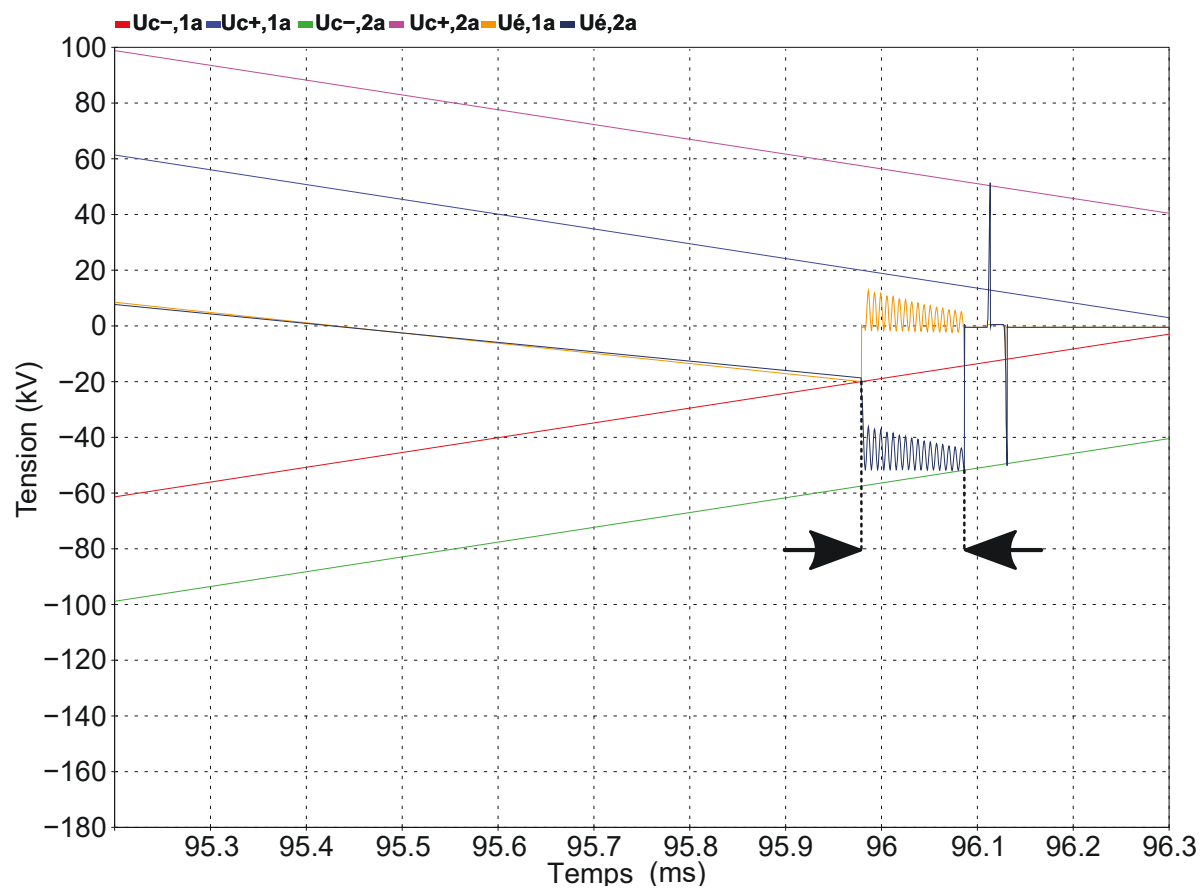


FIGURE 5.3 Vue agrandie du délai entre les préamorçages des deux chambres de coupure

CHAPITRE 6 CONCLUSION

Cette maîtrise avait comme principal objectif la modélisation électromagnétique transitoire pour permettre la simulation d'une manœuvre d'un disjoncteur à haute tension comportant plusieurs chambres de coupure en série. Les modèles qui ont été expliqués dans le mémoire de maîtrise utilisent un circuit composé d'éléments électriques localisés, ce qui facilite son utilisation. Les modèles logiques comportent des courbes de tension de claquage simulées pour la manœuvre de fermeture comme pour la manœuvre d'ouverture, où les durées d'écart mécanique entre les chambres de coupure sont des paramètres clés. Les modèles de disjoncteurs complets proposés dans ce mémoire ont été utilisés dans le logiciel de simulation EMTP et permettent l'analyse de différents types de charge et de phénomènes transitoires :

- Une désynchronisation mécanique ou diélectrique et son effet sur les transitoires électromagnétiques ;
- Les surtensions intrapôles d'un disjoncteur à haute tension (ou surtension de manœuvre à ultra haute fréquence) ;
- L'établissement de courant capacitif, pour une charge à neutre isolé ou à neutre mis à la terre ;
- La coupure d'un courant inductif ;
- La coupure d'un courant de court-circuit ;
- La coupure d'un petit courant inductif.

L'avantage du modèle intégrateur proposé dans le mémoire est la possibilité de l'adapter à différents milieux de coupure, à des données d'essais ou à d'autres données expérimentales prises sur un disjoncteur en service. Le modèle implanté dans le logiciel EMTP permet autant l'étude de la manœuvre d'ouverture que l'étude de la manœuvre de fermeture.

6.1 Synthèse des travaux

Le chapitre 1 fait un bref survol de la théorie électrique d'un disjoncteur à haute tension. Les différents types de milieux de coupure et le fonctionnement de la fermeture et de l'ouverture y sont détaillés. La complexité technique du développement d'un disjoncteur à vide à une tension assignée de plus de 145 kV est abordée. La description de la problématique principale permet de lister deux enjeux fondamentaux ayant mené à la réalisation de ce projet de maîtrise. D'une part, le phénomène des réallumages successifs et son effet sur un type de disjoncteur à vide comportant plusieurs interrupteurs en série n'ont pas été beaucoup

documentés dans la littérature. D'autre part, lors de la manœuvre de fermeture, l'effet d'un préarc survenant dans une seule chambre de coupure d'un disjoncteur à haute tension peut impliquer différents phénomènes électromagnétiques comme l'effet domino, comme il a été présenté à la section 1.2. Peu de modèles permettent de déterminer dans quelle des situations se trouverait un disjoncteur avec une désynchronisation entre les chambres de coupure. Un outil d'analyse est présenté, c'est-à-dire un modèle électromagnétique d'un disjoncteur comportant plusieurs chambres de coupure, programmé dans le logiciel EMTP. Le second chapitre du mémoire détaille la littérature existante sur le sujet. La première section touche les modèles de disjoncteurs à une seule chambre de coupure et les modèles d'arc pertinents qui ont été le plus souvent utilisés pour représenter le comportement non linéaire de l'arc électrique. La deuxième section liste certains articles qui ont déjà modélisé l'effet de la simulation de plusieurs chambres de coupure en série.

Le chapitre 3 explique le cadre théorique ayant permis le développement du sujet de la modélisation d'un disjoncteur à haute tension. La première section détaille une étude de sensibilité des paramètres d'un circuit équivalent utilisé, ce qui permet de fixer les valeurs à retenir d'un circuit sélectionné pour les autres étapes du mémoire. La seconde section du chapitre 3 offre des outils pour mieux paramétrer l'enveloppe de la tension du disjoncteur étudié, c'est-à-dire la tension de claquage. Cette section se termine par la présentation d'un circuit logique en fermeture et d'un autre circuit logique en ouverture, ce qui permet la modélisation de la logique de l'interrupteur dans EMTP. La conception du modèle logique d'ouverture s'inscrit dans le domaine de la coordination diélectrique.

Le chapitre 4 présente les résultats de simulation qui ont été obtenus avec les modèles décrits dans le chapitre 3. Quatre études de cas d'application sont détaillées, pour montrer certaines des possibilités qu'offre le modèle complet du disjoncteur à haute tension dans le logiciel EMTP. Les études de cas sont l'établissement d'un courant de ligne non chargée, la coupure d'un courant inductif, la coupure d'un courant de défaut monophasé et la coupure de petits courants inductifs de magnétisation d'un transformateur de puissance. L'effet de la désynchronisation mécanique entre les chambres de coupure est étudié pour chaque cas détaillé. En fermeture, une tension de manœuvre intrapôle est simulée comme dépassant les seuils limites de la tension de tenue d'un condensateur de répartition. L'étude de la TTR montre qu'un disjoncteur à gaz SF_6 muni de quatre chambres de coupure peut opérer à la limite de son recouvrement diélectrique, ce qui engendre des réallumages de l'une des chambres de coupure. La coupure d'un courant de court-circuit est simulée à 230 kV avec un disjoncteur à vide comportant deux interrupteurs, mais la tension de rétablissement est aux limites de la tension de claquage à froid (section 3.2). Finalement, pour les petits courants inductifs, le disjoncteur à vide étudié ne permet pas de couper correctement le courant et de nombreux

réamorçages surviennent. Ce cas démontre que le modèle EMTP développé dans le cadre de ce projet de maîtrise permet aussi de déterminer si un disjoncteur donné aura la capacité de couper un courant ou non et s'il y a présence de réallumages ou non.

Le chapitre 5 présente une simulation EMTP basée sur des résultats expérimentaux d'un disjoncteur muni d'un système de manœuvre contrôlée. Les résultats de cette simulation confirment que les outils présentés dans ce mémoire peuvent tout aussi bien être utilisés pour un disjoncteur en très bon état, sans désynchronisation mécanique excessive. Les modèles de disjoncteur à haute tension développés dans le projet de maîtrise sont adaptables à un grand nombre de situations, mais comportent aussi des limites.

6.2 Limites de la solution proposée

L'une des limites de ce mémoire de maîtrise est l'aspect déterministe du modèle logique choisi pour la fermeture ou pour l'ouverture. L'arc électrique et le début de la formation d'une décharge disruptive sont des phénomènes thermodynamiques complexes et stochastiques. Ces phénomènes sont simplifiés dans le présent mémoire à l'aide de simulations déterministes. Pour prendre en compte l'effet stochastique d'une manœuvre de disjoncteur à l'aide des outils présentés, il faudrait lancer de nombreuses simulations en faisant varier les paramètres diélectriques utilisés en suivant une distribution statistique, pour en simuler l'effet probabiliste de l'arc électrique et de la variation de la tension de claquage, d'une manœuvre à l'autre. Un article sur la coordination diélectrique démontre que les valeurs de tension de claquage varient selon la durée de la surtension [46] : la modélisation du présent mémoire de maîtrise ne considère pas l'influence de cette durée sur la valeur de la tension de claquage à un instant donné.

De plus, certains auteurs utilisent une fonction qui dépend de la tension de claquage pour en déterminer le seuil de la pente du courant $\overline{di/dt_{ext}}$ [7]. Ce mémoire de maîtrise et les modèles qui y sont développés ne prennent pas en compte cet effet.

La fonction d'entrée de la tension de claquage est linéarisée dans ce travail de maîtrise, de manière à en simplifier l'utilisation des modèles. L'effet électrique de l'accélération des contacts mobiles est omis dans ces travaux de recherche, puis pourrait être ajusté en modifiant la fonction d'entrée de la tension de claquage au sein du circuit logique présenté sur la figure 3.11.

Les outils EMTP présentés dans ce mémoire de maîtrise ne considèrent pas de fenêtre de temps maximale permise pour la coupure du courant lors d'une manœuvre d'ouverture. Cette étude n'implique pas de facteur thermodynamique autre que la considération de deux tensions

de claquage en ouverture : à chaud et à froid. En utilisant les modèles EMTP présentés dans ce mémoire, l'utilisateur devrait se fier aux normes pour l'étude de la tension transitoire de rétablissement ou pour toute autre simulation de la manœuvre d'un disjoncteur. Les différents modèles de disjoncteurs présentés dans ce travail de recherche sont indépendants par rapport à toute norme et par rapport à tout règlement s'appliquant sur un grand réseau électrique donné.

6.3 Améliorations futures

À l'avenir, de la recherche industrielle est encore nécessaire pour la conception robuste et économique d'un disjoncteur à vide à plusieurs interrupteurs en série, utilisé à des tensions assignées supérieures à 170 kV [5], voire au-dessus de 363 kV [31]. Actuellement, ce type de disjoncteur est toujours au stade de recherche et développement et requiert une synchronicité mécanique précise. Pour les disjoncteurs à vide à plusieurs interrupteurs en série, la précision requise pour la vitesse et la synchronisation du mécanisme d'entraînement complique la réalisation technique de ce genre de technologie et hausse les coûts de production, pour une tension assignée supérieure à 145 kV [28]. L'innovation, la conception et la mise à l'essai de disjoncteurs à vide à des niveaux de tension élevés permettraient de répondre aux requis de robustesse et de fiabilité de l'appareil tout en diminuant les répercussions environnementales d'un disjoncteur à haute tension (diminution de l'utilisation du gaz SF_6). Ces recherches futures pourraient être réalisées tant par les manufacturiers que par des institutions de recherche industrielle. Des simulations plus précises du comportement électromagnétique au moment de l'extinction de l'arc électrique dans le vide sont nécessaires pour en faire ressortir certaines spécifications importantes pour la conception.

L'utilisation de données de capteurs de télésurveillance comme les capteurs de déplacement et les densimètres (pour les disjoncteurs à gaz SF_6 ou à gaz d'origine naturelle) permettrait une évaluation plus précise du taux de variation de la tension de claquage. Une fois ajustés, les modèles de ce mémoire permettraient de simuler les manœuvres en réseau d'un disjoncteur en particulier muni de capteurs. La combinaison de données expérimentales et de la modélisation approfondie pourrait devenir un outil par excellence d'aide à la décision en maintenance et pérennité.

Les résultats de simulation de ce projet de maîtrise ont démontré une influence importante des condensateurs de répartition en série sur les surtensions transitoires durant l'opération de disjoncteur. La charge piégée dans le condensateur à la suite d'un courant impulsif affecte considérablement le comportement des réamorçages et des réallumages simulés. Les publications antérieures analysées dans ce mémoire ne révèlent pas de résultat d'étude sur

ce phénomène, ce qui pourrait pourtant changer le déroulement d'une manœuvre. Des essais pourraient être réalisés à l'avenir pour évaluer l'importance de la charge piégée dans la répartition de tension dynamique et mieux quantifier ce comportement électrique.

RÉFÉRENCES

- [1] R. Smeets *et al.*, *Switching in Electrical Transmission and Distribution Systems*, 1^{er} éd. Chichester, West Sussex, United Kingdom : Wiley, oct. 2014.
- [2] Commission électrotechnique internationale (CEI), “Appareillage à haute tension — Partie 100 : Disjoncteurs à courant alternatif, Éd. 3.0,” 2021.
- [3] J. Lopez-Roldan *et al.*, “Development of non-intrusive monitoring for reactive switching of high voltage circuit breaker,” *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 61, n^o. 0, p. 219–228, oct. 2014.
- [4] R. Doche *et al.*, “Transient Electromagnetic Emission Analysis Used to Study Controlled Switching of Ungrounded Shunt Capacitor Banks,” dans *2018 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T D)*, avr. 2018, p. 1–5.
- [5] C. W. G. A3.41, “Current Interruption in SF₆-free Switchgear,” CIGRE, Rapport technique 871, mai 2022.
- [6] S. Poirier *et al.*, “Measurements of Dielectric Breakdown Delays between Series-Connected Interrupters of a HV Circuit Breaker,” dans *CIGRE Session*, 2014.
- [7] T. Abdulahovic *et al.*, “Vacuum Circuit-Breaker Parameter Calculation and Modelling for Power System Transient Studies,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 32, n^o. 3, p. 1165–1172, juin 2017.
- [8] J. Mahseredjian *et al.*, “On a new approach for the simulation of transients in power systems,” *Electric Power Systems Research*, vol. 77, n^o. 11, p. 1514–1520, sept. 2007.
- [9] R. Pater *et al.*, “A Step Towards Circuit-Breaker Diagnostics Interoperability,” vol. 342. Toronto : CIGRE, oct. 2020.
- [10] G. St-Jean *et al.*, “A new concept in post-arc analysis applied to power circuit-breakers,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 3, n^o. 3, p. 1036–1044, juill. 1988.
- [11] A. V. Avdonin *et al.*, “Some problems of EHV and UHV air-blast circuit-breakers,” dans *e-cigre*. Paris : CIGRE, 1980.
- [12] D. F. Peelo, *Current Interruption Transients Calculation*, 2^e éd. Chichester (UK) : John Wiley & Sons, 2020, google-Books-ID : TFTGDwAAQBAJ.
- [13] P. Coventry et M. Runde, “Electrical stresses on circuit-breaker voltage grading capacitors caused by unequal voltage sharing during switching operations,” *European Transactions on Electrical Power*, vol. 21, n^o. 1, p. 174–179, 2011, publisher : John Wiley & Sons, Ltd.

- [14] J. S. Townsend, *Electricity in Gases.* , 1915, google-Books-ID : IuITAwAAQBAJ.
- [15] M. Toepler, “Zur Kenntnis der Gesetze der Gleitfunkenbildung,” *Annalen der Physik*, vol. 326, n°. 12, p. 193–222, 1906.
- [16] A. M. Cassie, “Arc Rupture and Circuit Severity : A New Theory,” *CIGRE*, 1939.
- [17] O. Mayr, “Beiträge zur Theorie des statischen und des dynamischen Lichtbogens,” *Archiv für Elektrotechnik*, vol. 37, n°. 12, p. 588–608, déc. 1943.
- [18] A. V. Avdonin, V. G. Egorov et K. I. Seryakov, “Mathematical modelling of an electrical interruption arc,” *Electritchestvo*, n°. 6, p. 5, août 1975.
- [19] V. Terzija et H.-J. Koglin, “Long arc in free air : testing, modelling and parameter estimation. I,” dans *Ninth International Conference on Harmonics and Quality of Power. Proceedings (Cat. No.00EX441)*, vol. 2, oct. 2000, p. 404–409 vol.2.
- [20] F. Paschen, “Ueber die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drucken erforderliche Potentialdifferenz,” *Annalen der Physik*, vol. 273, n°. 5, p. 69–96, 1889.
- [21] N. H. Malik et A. H. Qureshi, “A Review of Electrical Breakdown in Mixtures of SF₆ and Other Gases,” *IEEE Transactions on Electrical Insulation*, vol. EI-14, n°. 1, p. 1–13, févr. 1979.
- [22] M. Ermel *et al.*, “Das n2-sf6-gasgemisch als isoliermittel der hochspannungstechnik.” 1975.
- [23] U. Krüsi et K. Fröhlich, “Model Based Determination of Circuit Breaker Characteristic for Controlled Switching,” Innsbruck, Austria, 2001, p. 931–936.
- [24] G. E. Gardner et R. J. Urwin, “Performance and testing of multi-unit circuit breakers switching low inductive currents,” *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 125, n°. 3, p. 230–236, mars 1978, publisher : IET Digital Library.
- [25] D. Valiquette *et al.*, “A 3D calculation method for assessing the voltage distribution across breaks of HV circuit breakers,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, n°. 3, p. 954–959, juill. 1999.
- [26] C. W. G. A3.18, “Operating Environment of Voltage Grading Capacitors Applied to High Voltage Circuit-Breakers,” *CIGRE*, Rapport technique 368, 2009.
- [27] M. Landry, “Disjoncteurs à haute tension, Formation pour Centre de Développement des Compétences,” 2008.
- [28] CIGRE Working Group A3.27, “The Impact of the Application of Vacuum Switchgear at Transmission Voltages,” *CIGRE*, Rapport technique 589, 2014.

- [29] P. G. Nikolic *et al.*, “Basic aspects of switching with series-connected vacuum interrupter units in high-voltage metal-enclosed and live tank arrangements,” Paris, 2020.
- [30] R. P. P. Smeets, “Low-current behaviour and current chopping of vacuum arcs,” Thèse de doctorat, Eindhoven University of Technology, Eindhoven, janv. 1987.
- [31] X. Yu *et al.*, “Static Voltage Sharing Design of a Sextuple-Break 363 kV Vacuum Circuit Breaker,” *Energies*, vol. 12, n°. 13, p. 2512, janv. 2019, number : 13 Publisher : Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- [32] X. Yao *et al.*, “Design and verification of an ultra-high voltage multiple-break fast vacuum circuit breaker,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 37, n°. 5, p. 3436–3446, 2022.
- [33] F. Stordal *et al.*, *SF6 as a greenhouse gas : An assessment of Norwegian global sources and the global warming potential*. NILU, 1993, accepted : 2020-12-11T13 :04 :40Z Publication Title : 15/93.
- [34] P. Simka, “Dielectric coordination of high voltage gas circuit breakers,” Doctoral Thesis, ETH Zurich, 2011, accepted : 2017-11-29T08 :58 :46Z.
- [35] S. Poirier, R. Pater et R. Doche, “A Non-Intrusive Diagnostic Approach to Prevent Circuit-Breaker Critical Failures,” dans *International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis, CMD*, 2010.
- [36] H. Looe *et al.*, “High-frequency effects in SF₆ circuit breakers,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 19, n°. 3, p. 1095–1104, juill. 2004.
- [37] IEEE, “Guide for the Selection of Monitoring for Circuit Breakers,” IEEE, Rapport technique C37.10.1-2018, mai 2019, revision of IEEE Std C37.10.1-2000.
- [38] V. Terzija et H.-J. Koglin, “On the modeling of long arc in still air and arc resistance calculation,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 19, n°. 3, p. 1012–1017, juill. 2004.
- [39] M. Seeger *et al.*, “Dielectric recovery in a high-voltage circuit breaker in SF₆,” *Journal of Physics D : Applied Physics*, vol. 45, n°. 39, p. 395204, sept. 2012, publisher : IOP Publishing.
- [40] E. Zaima *et al.*, “Application of dynamic arc equations to high frequency arc extinctions in SF/sub 6/ gas circuit breakers,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 8, n°. 3, p. 1199–1205, juill. 1993.
- [41] J. Martinez, J. Mahseredjian et B. Khodabakhchian, “Parameter determination for modeling system transients-Part VI : Circuit breakers,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, n°. 3, p. 2079–2085, juill. 2005.

- [42] J. Mahseredjian et M. Landry, “Arc modeling for circuit breakers,” dans *2001 IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. Conference Proceedings (Cat. No.01CH37194)*, vol. 2, janv. 2001, p. 731–733 vol.2.
- [43] I. E. Commission, “IEC 60050 - International Electrotechnical Vocabulary - Details for IEV number 212-11-34 : "breakdown voltage ".”
- [44] O. québécois de la langue française, “Tension de tenue,” 2023.
- [45] I. E. Commission, “IEC 60050 - International Electrotechnical Vocabulary - Details for IEV number 581-21-20 : "withstand voltage".”
- [46] P. Simka, U. Straumann et C. Franck, “SF₆ High Voltage Circuit Breaker Contact Systems under Lightning Impulse and Very Fast Transient Voltage Stress,” *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 19, n°. 3, p. 855–864, juin 2012.
- [47] C. électrotechnique internationale (CEI), “Technique des essais à haute tension - Partie 1 : Définitions et exigences générales - Édition 3.0,” sept. 2010.
- [48] V. H. Dang, “Étude des phénomènes de préclaquage et de claquage des huiles végétales, minérales et synthétiques : caractérisation des décharges aux interfaces,” Thèse de doctorat, École Centrale de Lyon, Écully, mars 2011.
- [49] M. A. Lieberman et A. J. Lichtenberg, “Principles of plasma discharges and materials processing,” *MRS Bulletin*, vol. 30, n°. 12, p. 899–901, 1994.
- [50] E. Portales *et al.*, “Assessment of a controlled switching mitigation technique for a 735/315/12.5 kV, 1 650 MVA autotransformer : field test results,” dans *CIGRE SC A3 and B3 Joint Colloquium, Nagoya, Japan*. The Japanese National Committee of CIGRE, sept. 2015.
- [51] Commission électrotechnique internationale (CEI), “Final report of TC 17/AHG 7 : Catalogue data of high-voltage switchgear and controlgear,” nov. 2021.
- [52] A. Morched, B. Gustavsen et M. Tartibi, “A universal model for accurate calculation of electromagnetic transients on overhead lines and underground cables,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, n°. 3, p. 1032–1038, 1999.
- [53] I. Kocar, J. Mahseredjian et G. Olivier, “Improvement of numerical stability for the computation of transients in lines and cables,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 25, n°. 2, p. 1104–1111, 2010.
- [54] Commission électrotechnique internationale (CEI), “Appareillage à haute tension — Partie 1 : Spécifications communes pour appareillage à courant alternatif, Éd. 2.1,” 2021.

- [55] IEEE, “IEEE Guide for the Application of Transient Recovery Voltage for AC High-Voltage Circuit Breakers with Rated Maximum Voltage above 1000 V,” *IEEE Std C37.011-2019 (Revision of IEEE Std C37.011-2011)*, p. 1–127, mai 2019.
- [56] R. Smeets *et al.*, “A summary of non-sustained disruptive discharges (nsdd) in vacuum switchgear,” dans *IEEE Power Engineering Society General Meeting, 2005*, 2005, p. 1033–1039 Vol. 2.
- [57] U. Schumann, S. Giere et M. Kurrat, “Breakdown voltage of electrode arrangements in vacuum circuit breakers,” *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 10, n^o. 4, p. 557–562, 2003.
- [58] H. Gras, J. Mahseredjian et J. Morales, “Breaker for TRV,” déc. 2018.
- [59] J. Helmer et M. Lindmayer, “Mathematical modeling of the high frequency behavior of vacuum interrupters and comparison with measured transients in power systems,” dans *Proceedings of 17th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum*, vol. 1, 1996, p. 323–331 vol.1.
- [60] I. E. Commission, “IEC 60050 - International Electrotechnical Vocabulary - Details for IEV number 212-11-37 : "electric strength".”
- [61] P. G. Slade, *The vacuum interrupter : theory, design, and application*. CRC press, 2007.
- [62] L. Min-fu *et al.*, “Dielectric Strength and Statistical Property of Single and Triple-Break Vacuum Interrupters in Series,” dans *2006 International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum*, vol. 1, sept. 2006, p. 157–160, iSSN : 1093-2941.

ANNEXE A SÉQUENCE D'ÉVÉNEMENTS LORS D'UNE MANŒUVRE DE FERMETURE OU D'OUVERTURE

Lors de la manœuvre d'un disjoncteur à haute tension, une séquence d'événements précise se déroule. Pour permettre la structure de ces éléments de la séquence temporelle, l'instant auquel survient chaque élément peut être enregistré, ce qui correspond au « code » de l'élément. Cette structure de données qui est propre à chaque manœuvre permet l'interopérabilité des diagnostics de disjoncteur [9]. Dans ce mémoire, certains codes de ces éléments de séquence sont utilisés pour permettre de configurer les modèles de fermeture et d'ouverture dans le logiciel EMTP. Dans les tableaux A.1 et A.2, la liste complète des éléments de la séquence temporelle d'événements est présentée comme référence. Cette liste est tirée d'un article publié en 2020 qui traite des diagnostics de disjoncteurs à haute tension [9].

Entre autres, le temps d'écart entre les préamorçages d'un même pôle $\Delta F.PCA$ peut être mesuré par un l'essai non intrusif utilisant les EET (UNIC), ce qui permet d'estimer les écarts de désynchronisation mécanique sans essai de chronométrage. D'autres explications sont données dans cet article concernant l'utilisation de cette structure de données, qui permet d'archiver certaines données de la manœuvre d'un disjoncteur en fermeture ou en ouverture.

TABLEAU A.1 Éléments de la séquence d'événements lors de la manœuvre de fermeture du disjoncteur

Code	Description de l'événement	Type	Position
<i>DEBUT</i>	Début d'enregistrement ou d'une section soumise à l'analyse	Indéterminé	Globale
<i>F.EB</i>	Énergisation de la bobine de fermeture	Mécanique	Polaire
<i>F.DME</i>	Déverrouillage du mécanisme d'entraînement	Mécanique	Modulaire
<i>F.FCB</i>	Fin de course du plongeur de la bobine de fermeture	Mécanique	Modulaire
<i>F.SB</i>	Saturation du courant de la bobine de fermeture	Mécanique	Polaire
<i>F.MM</i>	Mise en mouvement des contacts	Mécanique	Modulaire
<i>F.DRD</i>	Début de la décroissance de la rigidité diélectrique entre les contacts	Électrique	Modulaire
<i>F.DPP</i>	Début de la période des préamorçages probables	Électrique	Modulaire
<i>F.PIR</i>	Préamorçage d'insertion des résistances	Électrique	Élémentaire
<i>F.ECR</i>	Établissement du courant de résistance d'insertion	Électrique	Polaire
<i>F.MCR</i>	Mise en contact des résistances de fermeture	Mécanique	Élémentaire
<i>F.PCA</i>	Préamorçage des contacts d'arc	Électrique	Élémentaire
<i>F.ECC</i>	Établissement du courant dans le pôle	Électrique	Polaire
<i>F.MCA</i>	Mise en contact des contacts d'arc	Mécanique	Élémentaire
<i>F.EPA</i>	Extinction du préarc	Électrique	Élémentaire
<i>F.MCP</i>	Mise en contact des contacts permanents	Mécanique	Élémentaire
<i>F.FA</i>	Fermeture du contact de signalisation 52a	Mécanique	Modulaire
<i>F.OB</i>	Ouverture du contact de signalisation 52b	Mécanique	Modulaire
<i>F.AFC</i>	Début d'amortissement en fin de course	Mécanique	Modulaire
<i>F.FCC</i>	Fin de course des contacts	Mécanique	Modulaire
<i>F.DRME</i>	Début de réarmement du mécanisme d'entraînement	Mécanique	Modulaire
<i>F.FRME</i>	Fin de réarmement du mécanisme d'entraînement	Mécanique	Modulaire
<i>F.DRP</i>	Début du régime permanent	Électrique	Polaire

TABLEAU A.2 Éléments de la séquence d'événements lors de la manœuvre d'ouverture du disjoncteur

Code	Description de l'événement	Type	Position
<i>DEBUT</i>	Début d'enregistrement ou d'une section soumise à l'analyse	Indéterminé	Globale
<i>O.EB</i>	Énergisation de la bobine d'ouverture	Mécanique	Polaire
<i>O.DME</i>	Déverrouillage du mécanisme d'entraînement	Mécanique	Modulaire
<i>O.FCP</i>	Fin de course du plongeur de la bobine d'ouverture	Mécanique	Modulaire
<i>O.SB</i>	Saturation du courant de la bobine d'ouverture	Mécanique	Polaire
<i>O.MM</i>	Mise en mouvement des contacts principaux	Mécanique	Modulaire
<i>O.DIR</i>	Insertion des résistances d'ouverture	Mécanique	Élémentaire
<i>O.DPS</i>	Début de la période de soufflage	Mécanique	Élémentaire
<i>O.SCP</i>	Séparation des contacts permanents	Mécanique	Élémentaire
<i>O.CCPA</i>	Commutation du courant des contacts permanents aux contacts d'arc	Électrique	Élémentaire
<i>O.SCA</i>	Séparation des contacts d'arc	Mécanique	Élémentaire
<i>O.IA</i>	Initiation de l'arc de coupure	Électrique	Élémentaire
<i>O.DTC</i>	Début du régime transitoire du courant	Électrique	Polaire
<i>O.IC</i>	Interruption du courant (extinction de l'arc)	Électrique	Polaire
<i>O.PZN</i>	Passage par zéro naturel du courant 60 Hz	Électrique	Polaire
<i>O.TTR</i>	Initiation de la tension transitoire de rétablissement	Électrique	Polaire
<i>O.RL</i>	Initiation d'un réallumage	Électrique	Élémentaire
<i>O.RM</i>	Initiation d'un réamorçage	Électrique	Élémentaire
<i>O.FB</i>	Fermeture du contact de signalisation 52b	Mécanique	Modulaire
<i>O.OA</i>	Ouverture du contact de signalisation 52a	Mécanique	Modulaire
<i>O.AFC</i>	Début d'amortissement en fin de course	Mécanique	Modulaire
<i>O.FCC</i>	Fin de course des contacts	Mécanique	Modulaire
<i>O.DRP</i>	Début du régime permanent	Électrique	Polaire

ANNEXE B LEXIQUE ET DÉFINITIONS

B.1 Taux de décroissance de la tension de claquage et taux d'accroissement de la tension de claquage

Dans l'étude de la manœuvre contrôlée des disjoncteurs, le taux de décroissance de la rigidité diélectrique (TDRD) et le taux d'accroissement de la rigidité diélectrique (TARD) sont des traductions littérales respectives des concepts anglophones de RDDS et de *Rate of Rise of Dielectric Strength* (RRDS), concepts pour lesquels la traduction est bien effectuée [23]. Le TDRD et le TARD sont utilisés dans la littérature comme une représentation de la dérivée temporelle de la tension de claquage, respectivement lors de la manœuvre de fermeture et lors de la manœuvre d'ouverture du disjoncteur à haute tension. Cette utilisation des taux peut porter à confusion avec le gradient de la tension, qui est un champ électrique (en V/m), puisque la rigidité diélectrique est une propriété d'un espace donné, également exprimée avec la même unité (V/m). La rigidité diélectrique correspond à la valeur maximale que peut prendre le champ électrique en un point donné avant qu'il y ait claquage. Selon la définition de la Commission électrotechnique internationale (CEI), la rigidité diélectrique est le « quotient de la tension maximale appliquée sans claquage par la distance séparant les pièces conductrices dans des conditions d'essai prescrites » [60]. Dans ce mémoire, la rigidité diélectrique est considérée comme une propriété du gaz isolant qui correspond à un champ électrique maximal au-delà duquel une décharge disruptive se forme. La rigidité diélectrique dépend entre autres de la densité de gaz.

Dans l'outil en ligne « Electropedia » de la Commission électrotechnique internationale (CEI), la tension de claquage est définie comme la « tension à laquelle un claquage électrique se produit dans des conditions d'essais prescrites ou en service » [43]. La tension de claquage est donc définie comme la tension à laquelle un claquage survient et un arc électrique commence à se former. La tension de claquage peut être mesurée expérimentalement à l'aide d'un banc d'essai en réalisant de nombreuses mesures. Comme le phénomène du claquage est stochastique, la tension de claquage prend la forme d'une distribution statistique à laquelle le claquage survient. Il est alors possible de présenter la tension de claquage comme une moyenne et un écart-type d'une distribution statistique donnée, où U_{50} est la tension de claquage moyenne et σ est l'écart-type de cette distribution [46].

La tension de tenue est définie dans l'outil Electropedia : il s'agit de la « valeur de la tension d'essai à appliquer, dans des conditions spécifiées, lors d'un essai de tenue pendant lequel un

nombre spécifié de décharges disruptives est toléré » [45]. La tension de tenue est un concept qui ressemble largement à celui de la tension de claquage. La tension de tenue est utilisée davantage lorsqu'on considère un matériau diélectrique (ou isolant) qui se doit de conserver de bonnes propriétés. À ce moment, si on revient à l'aspect probabiliste de la tension de claquage, il s'agit d'une tension où le claquage ne survient que très rarement, puis cela peut prendre également la forme d'un essai d'isolation réalisé sur un échantillon. Les concepts de tension de tenue et de tension de claquage se ressemblent beaucoup, alors un choix est pris pour ce mémoire : le concept de la « tension de claquage » est choisi, puisque le mémoire traite de disjoncteurs à haute tension dont le phénomène du claquage survient à chaque manœuvre de fermeture. Le concept de « tension de tenue » aurait également pu être choisi pour la partie de l'étude qui porte sur les propriétés diélectriques. Lorsque l'enveloppe à deux ou à quatre paramètres est utilisée dans le mémoire, en réalité, on devrait parler de tension de tenue. La norme CEI 62271 définit l'enveloppe requise pour que la tenue soit assurée lors de la manœuvre d'ouverture [2].

Pour des raisons historiques dans le domaine des disjoncteurs à haute tension, on parle de rigidité diélectrique au lieu du concept de tension de claquage, puis cela se traduit en usage par le *RDDS* et le *RRDS*, donc le TDRD et le TARD en français. En réalité, les taux de variation analysés lors de la manœuvre (en V/s) représentent plus particulièrement le taux de décroissance de la tension de claquage et le taux d'accroissement de la tension de claquage, du point de vue de la physique de ce comportement électromagnétique difficile à quantifier. Il pourrait alors être valable de critiquer le choix de la terminologie anglophone. Pour être plus juste, il aurait fallu nommer ces concepts *Rate of Decrease of Breakdown Voltage* (RDBV) ainsi que *Rate of Rise of Breakdown Voltage* (RRBV). En français, on parlerait alors de « Taux de décroissance de la tension de claquage » (TDTC) lors la manœuvre de fermeture et de « Taux d'accroissement de la tension de claquage » (TATC) lors de la manœuvre d'ouverture. Dans un objectif d'exactitude scientifique, les dénominations TDTC et TATC sont utilisées dans les développements de ce présent mémoire de maîtrise.

La complexité derrière le lexique qui entoure ces notions physiques découle notamment du phénomène thermodynamique du soufflage de l'arc électrique en ouverture. En réalité, puisque la vitesse du milieu isolant varie durant la manœuvre d'ouverture, il est vrai que la rigidité diélectrique varie aussi. La température du milieu varie considérablement durant la manœuvre d'ouverture. Cependant, à une vitesse donnée d'un fluide, à une température donnée puis à une pression donnée, la rigidité diélectrique est une constante. À ce moment, c'est la tension de claquage et la tension de tenue à froid qui varient en fonction de l'espacement entre les contacts d'arc.

B.2 Disjoncteurs à vide

Un « disjoncteur à vide » est un appareil électrique commercialement disponible depuis les années 1960 [61]. C'est l'un des types de disjoncteurs les plus performants du côté des propriétés diélectriques de cet appareil, de la faible énergie requise pour l'opération du mécanisme d'entraînement et des faibles répercussions environnementales engendrées par cette technologie. Cependant, le terme « vide » pourrait être remplacé par « pression négative » ou « très faible pression ». En effet, le vide parfait n'existe pas pour ce type de disjoncteur ; l'ordre de grandeur de la pression d'une bouteille « à vide » après manufacture est de moins de 1×10^{-6} millibar, puis la pression de la bouteille demeure sécuritaire pour utilisation jusqu'à 1×10^{-3} millibar [28].

ANNEXE C PARAMÈTRES D'ENTRÉE DES BLOCS DE SIMULATION EMTP

À partir des développements théoriques du chapitre 3, deux modèles de simulation EMTP ont été créés : l'un pour la manœuvre de fermeture et l'autre pour la manœuvre d'ouverture. Chaque bloc de simulation comporte deux ou quatre chambres de coupure en série, qui sont représentées visuellement par un carré pour chaque chambre de coupure ou interrupteur individuel. En parallèle à chaque chambre se trouve un condensateur de répartition, modélisé par les paramètres R_p , L_p et C_p dans le bloc de simulation.

Cette annexe permet de détailler l'ensemble des paramètres de simulation qui peuvent être entrés dans chaque bloc de simulation EMTP et qui sont requis pour le circuit équivalent, comme présentés dans les tableaux C.1, C.2, C.3 et C.4. Le tableau du bloc d'ouverture (C.3) liste uniquement les paramètres différents ou les paramètres supplémentaires au tableau du bloc de fermeture (C.2). Ces paramètres sont propres à la simulation de l'ouverture du disjoncteur.

TABLEAU C.1 Paramètres recommandés pour le circuit sélectionné (figure 3.9) et détails concernant leur définition

Symbole	Valeur de référence	Détails
U_S	-	Tension triphasée de source du circuit de référence. Varie selon le circuit étudié.
L_s	12 mH	Inductance équivalente de la source. Varie selon le circuit étudié.
C_s	60 nF	Capacité équivalente de la source. Varie selon le circuit étudié.
R_p	7,75 Ω	Résistance d'amortissement du condensateur de répartition. Ne pas changer cette valeur pour un condensateur de 1600 pF.
L_p	0,84 μ H	Inductance intrinsèque d'un condensateur de répartition. Ne pas changer cette valeur pour un condensateur de 1600 pF.
C_p	1600 pF	Capacité du condensateur de répartition. Utiliser la valeur des condensateurs de répartition du disjoncteur étudié. Si aucun condensateur de répartition n'est utilisé, paramétrer avec la capacité de l'interrupteur en position ouverte.
C_e	130 pF	Capacité parasite entre les éléments de coupure du disjoncteur et la terre. Ne pas changer sauf si une autre valeur est disponible pour la colonne support ou la capacité phase-terre entre deux interrupteurs.
C_{TC}	450 pF	Capacité parasite d'un transformateur de courant. Ne pas changer cette valeur.
$C_{b,1}, C_{b,2}$	180 pF	$18 \frac{\text{pF}}{\text{m}} \times \frac{20}{2} \text{ m}$. Capacité parasite d'un jeu de barres. Changer cette valeur selon la longueur du jeu de barres étudié.
$\hat{V}_{R_{arc}}$	500 V	Tension crête de la résistance d'arc dans un gaz SF ₆ . Selon le milieu de coupure et le courant d'arc, utiliser une autre valeur (ex. : 100 V pour un disjoncteur à vide).
L_b	20 μ H	$1 \frac{\mu\text{H}}{\text{m}} \times 20 \text{ m}$. Inductance du jeu de barres adjacent. Changer la valeur selon la longueur du jeu de barres étudié.
R_b	10 k Ω	Résistance d'amortissement du jeu de barres. Changer la valeur selon la longueur du jeu de barres étudié.
Z_{ch}	-	Valeur de l'impédance de charge étudiée.

TABLEAU C.2 Paramètres recommandés pour le bloc de simulation en fermeture (figure 4.1) et détails concernant leur définition

Symbole	Valeur de référence	Détails
$F.MM$	-	Instant de la mise en mouvement des contacts mobiles de la première chambre de coupure dans laquelle un mouvement commence. Cette valeur peut être posée par l'utilisateur comme instant de simulation pour débiter les phénomènes transitoires de manœuvre.
$\Delta F.MM$	0 à 2,7 ms	Écart mécanique entre les chambres de coupure, c'est-à-dire l'écart entre les instants $F.MM$. Ce paramètre est défini pour chaque chambre et l'un des écarts mécaniques doit être de 0 ms (première chambre à se mettre en mouvement). Varie selon le circuit étudié.
λ_+	0 à 1	Valeur du facteur géométrique pour la polarité positive. La valeur de base est 1, puis une valeur inférieure correspond à une répartition inégale du champ électrique.
λ_-	0 à 1	Valeur du facteur géométrique pour la polarité négative. La valeur de base est 1, puis une valeur inférieure correspond à une répartition inégale du champ électrique.
$U_{c,open-}$	700 kV	Valeur absolue de la tension de claquage en position ouverte pour la polarité négative. Cette valeur change selon le milieu de coupure et le niveau de tension assignée. On peut choisir 700 kV par chambre pour une tension assignée de 735 kV, puis 165 kV pour un interrupteur à vide. Cette valeur varie selon le type de disjoncteur et de circuit qui sont étudiés.
$U_{c,open+}$	-	Valeur de la tension de claquage en position ouverte pour la polarité positive. Cette valeur est calculée avec les autres paramètres : $U_{c,open+} = \frac{\lambda_+}{\lambda_-} \times U_{c,open-}$. Cette valeur varie selon le type de disjoncteur et de circuit qui sont étudiés.
$TDTC_-$	-	Taux de décroissance de la tension de claquage en polarité négative. Peut être approximé par l'équation 3.14 pour le gaz SF ₆ . Le TDTC est divisé par le nombre de chambres de coupure et varie selon le milieu de coupure, le type de contacts et la vitesse de déplacement.
$TDTC_+$	-	Taux de décroissance de la tension de claquage en polarité positive. Ce taux est calculé avec les autres paramètres : $TDTC_+ = \frac{\lambda_+}{\lambda_-} \times TDTC_-$.
$\overline{di/dt_{ext}}$	8,9 A/μs	La pente maximale du courant d'arc que peut interrompre une chambre de coupure donnée, en A/s. 8,9 A/μs pour le gaz SF ₆ ou 500 A/μs pour le vide.
i_0	0 à 15 A	Courant d'arrachement. Varie selon le type de disjoncteur étudié.

TABLEAU C.3 Paramètres supplémentaires recommandés pour le bloc de simulation en ouverture (figure 4.5) et détails concernant leur définition

Symbole	Valeur de référence	Détails
$O.SCA$	-	Instant de la séparation des contacts d'arc de la première chambre de coupure dans laquelle un mouvement commence. Cette valeur peut être posée par l'utilisateur comme instant de simulation pour débiter les phénomènes transitoires de manœuvre.
$\Delta O.SCA$	0 à 2,083 ms	Écart mécanique entre les chambres de coupure, c'est-à-dire l'écart entre les instants $O.SCA$. Ce paramètre est défini pour chaque chambre et l'un des écarts mécaniques doit être de 0 ms (première chambre à se mettre en mouvement). Varie selon le circuit étudié.
$TATC_{froid,-}$	-	Taux d'accroissement de la tension de claquage à froid en polarité négative. Peut être approximé par l'équation 3.17 pour le gaz SF ₆ . Le $TATC_{froid,-}$ est divisé par le nombre de chambres de coupure et varie selon le milieu de coupure, le type de contacts et la vitesse de déplacement.
$TATC_{froid,+}$	-	Taux d'accroissement de la tension de claquage à froid en polarité positive. Ce taux est calculé avec les autres paramètres : $TATC_{froid,+} = \frac{\lambda_+}{\lambda_-} \times TATC_{froid,-} \quad (C.1)$
$TATC_{chaud,-}$	-	Taux d'accroissement de la tension de claquage à chaud en polarité négative. Peut être approximé par l'équation 3.19 ou avec un autre taux de la norme CEI 62271-100, selon la charge [2]. Le $TATC_{chaud,-}$ est divisé par le nombre de chambres de coupure et varie selon le milieu de coupure.
$TATC_{chaud,+}$	-	Taux d'accroissement de la tension de claquage à chaud en polarité positive. Ce taux est calculé avec les autres paramètres : $TATC_{chaud,+} = \frac{\lambda_+}{\lambda_-} \times TATC_{chaud,-} \quad (C.2)$

TABLEAU C.4 Paramètres de simulation recommandés pour EMTP et détails concernant leur définition

Symbole	Valeur de référence	Détails
t_{pas}	5 ns	Pas de simulation recommandé. Ce paramètre peut être varié selon la fréquence des tensions transitoires que l'utilisateur souhaite analyser.
t_{max}	-	Durée de la simulation. Dépend du cas d'étude simulé, de l'ordre de quelques microsecondes à une centaine de millisecondes, selon le cas.
$\angle \vec{U}_{s,a}$	-	Angle de la tension de source pour la phase A, à ajuster pour faire varier l'instant du passage par zéro du courant pour une manœuvre d'ouverture, ou l'instant du premier préamorçage pour une manœuvre de fermeture.

ANNEXE D MODÈLE D'ARCHITECTURE D'INTERRUPTEURS POUR LA LIMITATION DES HARMONIQUES EN OUVERTURE ET TRANSITOIRES ÉLECTROMAGNÉTIQUES, AVEC RÉSISTANCES ET INDUCTANCES MULTIÉLÉMENTS

D.1 Requis pour un disjoncteur à vide à haute tension

Comme le montrent les simulations du chapitre 4, les disjoncteurs à vide comportant plusieurs interrupteurs en série présentent une variété de défis techniques. La brochure technique numéro 589 du CIGRE compare les coûts d'un disjoncteur à gaz SF₆ et d'un disjoncteur à vide jusqu'à des niveaux de tension assignée de 145 kV [28]. À ce niveau de tension de 145 kV, selon les recherches de ce groupe de travail A3.27, un disjoncteur à vide est plus onéreux qu'un disjoncteur à gaz SF₆, même pour un seul interrupteur.

Lors de la mise en série de plusieurs interrupteurs à vide, l'enjeu de la tension de claquage non linéaire est aussi un obstacle à la conception de disjoncteur à des niveaux de tension plus élevés. Un article à ce propos a paru en 2006 où dans un cas expérimental, la mise en série de plusieurs interrupteurs en série ne permettait pas simplement d'additionner les tensions de claquage individuelles de chaque interrupteur [62]. Sur la figure 2 de cet article, il est clair que la tension de claquage d'un interrupteur à vide n'est pas linéaire en fonction de l'espacement entre les contacts et en fonction du nombre d'interrupteurs utilisés. C'est une limite des modèles proposés dans ce mémoire et simulés dans le chapitre 4. Cet obstacle peut être surmonté en ajustant la valeur de la tension de claquage en position ouverte dans le modèle EMTP. La mise en série d'un plus grand nombre d'interrupteurs à vide pourrait possiblement compenser l'effet non linéaire de la tension de claquage, mais demande une utilisation d'un plus grand nombre de bouteilles à vide et des mécanismes d'entraînement bien synchronisés.

Dans le chapitre 4, les disjoncteurs à vide à deux chambres de coupure proposés ont peu de marge dans leur tenue diélectrique en position ouverte, ce qui contribue aux réamorçages simulés dans le cas de la coupure d'un petit courant inductif. Pour le niveau de tension assignée de 245 kV, une conception à quatre interrupteurs en série pourrait donc être utilisée au lieu de deux interrupteurs en série. C'est le choix qui a été pris dans cette annexe. L'utilisation de quatre interrupteurs éviterait le besoin d'opérer chaque bouteille à vide avec un espacement plus important, pour la position ouverte.

D.2 Architecture proposée

Dans cette annexe, un modèle d'architecture spécifique est proposé. Il s'agit du modèle d'architecture d'interrupteurs pour la limitation des harmoniques en ouverture et des transitoires électromagnétiques, avec résistances et inductances multiéléments. Pour assurer la limitation des harmoniques à très haute fréquence qui sont émises lors de la manœuvre, des inductances sont ajoutées entre chaque interrupteur à vide en série. Cela joue le rôle d'un filtre passe-bas qui permet d'isoler davantage chaque interrupteur par rapport aux transitoires à très hautes fréquences générées par l'interrupteur ou les interrupteurs adjacents. Une faible valeur de 2 μH est suffisante pour en limiter les transitoires très rapides. Dans une conception en pratique, cette inductance additionnelle serait une composante physique ajoutée entre les bouteilles à vide en série, pour cette architecture différente de disjoncteur à vide à haute tension.

L'architecture proposée comporte également un parafoudre (résistance non linéaire) en parallèle à chaque interrupteur à vide, en plus du condensateur de répartition. Cette particularité permet de rééquilibrer plus rapidement la répartition de tension dynamique lors de la manœuvre du disjoncteur. Un modèle EMTP incluant ces changements proposés pour l'architecture spécifique est utilisé pour la simulation, puis le circuit équivalent de ce modèle est présenté à la figure D.1. Cette architecture proposée est une étude prospective ayant été réalisée par simulation et nécessite une analyse plus approfondie avant d'en valider l'utilité.

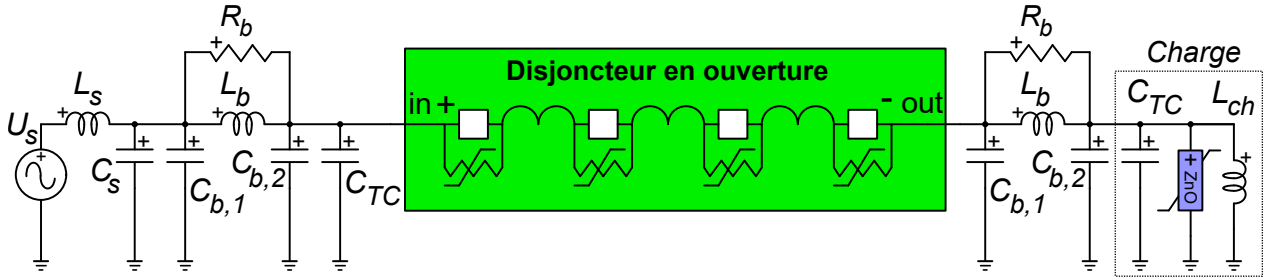


FIGURE D.1 Circuit équivalent d'un disjoncteur à vide comportant quatre interrupteurs en série, munis de parafoudres en parallèle, permettant la coupure du courant d'une charge inductive

Le modèle d'architecture proposé utilise donc des résistances non linéaires pour simuler l'ajout de parafoudres, ainsi que de petites inductances en série avec les bouteilles à vide pour en limiter les phénomènes transitoires intrapôles. Des recherches plus approfondies sont nécessaires pour valider les limites d'opérations et les conditions d'utilisation d'une telle architecture. À l'avenir, des essais en laboratoire pourraient être effectués pour mieux comprendre les avantages et les inconvénients de cette architecture.

D.3 Résultats de simulation en ouverture

L'architecture proposée est simulée pour une charge inductive. La situation avec la probabilité $p_{i,zero}$ est simulée, en incluant une désynchronisation mécanique importante $\Delta O.SCA$ de $\frac{1}{8}$ de cycle. L'interrupteur du côté source est en avance mécanique sur les trois autres interrupteurs. Les tensions de manœuvre et le courant $i_{é,1a}$ de cette simulation sont tracés à la figure D.2.

L'énergie et la puissance sont présentées à la figure D.3, où $E_{tot,ZnO,1a}$ est l'énergie totale dissipée dans le parafoudre du côté source et $P_{ZnO,1a}$ est la puissance dissipée dans ce même parafoudre. Il est à noter que l'énergie totale dissipée ne dépasse pas 0,06 MJ, ce qui éviterait d'endommager le parafoudre, en pratique. Toutefois, le courant de décharge du parafoudre permet quand même d'équilibrer dynamiquement la répartition de tension, ce qui facilite l'interruption du courant inductif.

Selon les résultats de simulation présentés dans cette annexe, l'architecture d'interrupteurs à vide proposée permet d'augmenter la robustesse du disjoncteur à vide par rapport à une désynchronisation mécanique entre les interrupteurs. La mise en parallèle de parafoudres a été essayée dans le passé, pour certains disjoncteurs SF₆ en particulier. Cependant, la mise en parallèle de parafoudres n'est pas rencontrée fréquemment dans le domaine des disjoncteurs à vide. La plupart du temps, les disjoncteurs à vide comptent toutefois des parafoudres entre la borne du disjoncteur et la masse, de part et d'autre du disjoncteur.

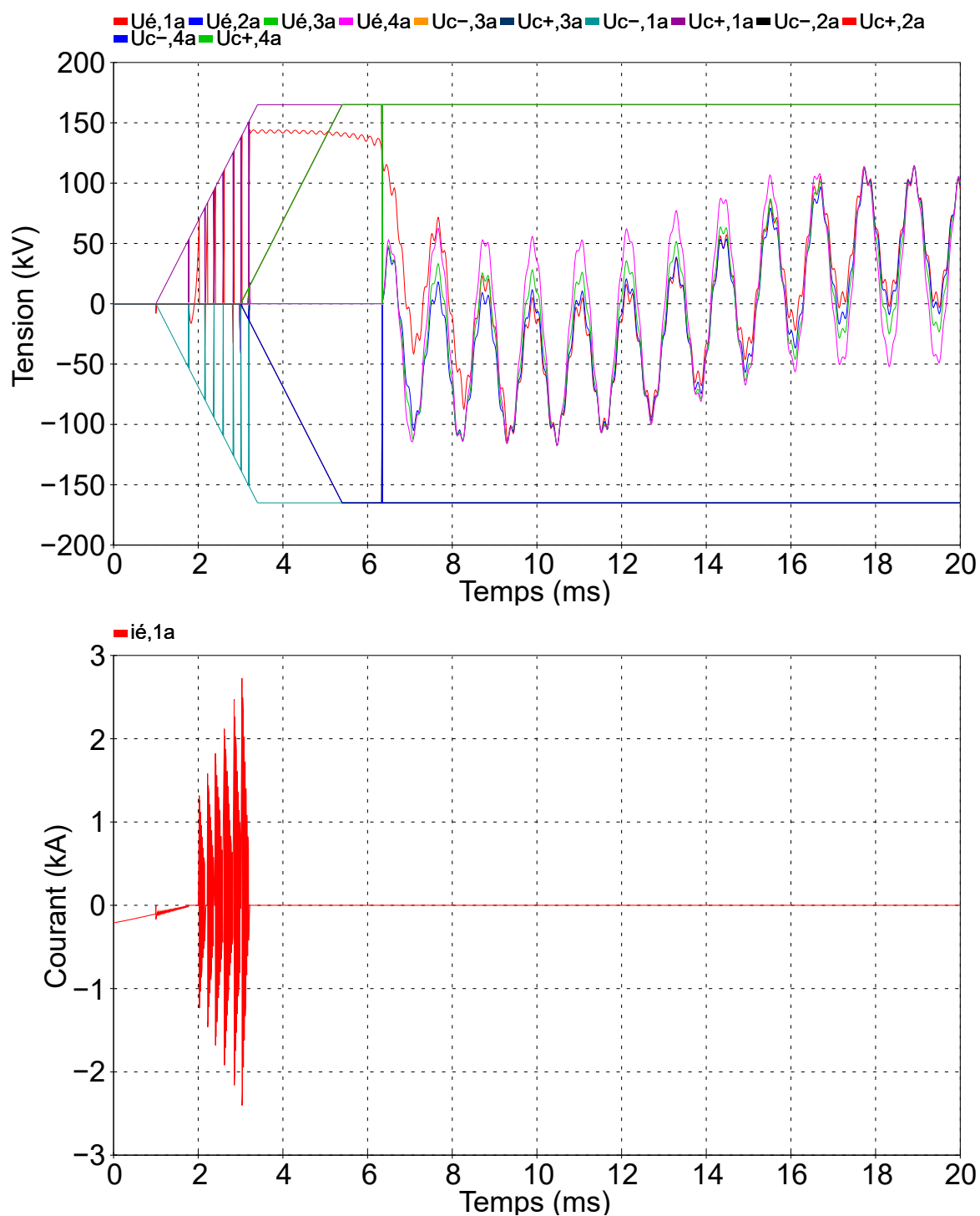


FIGURE D.2 Tensions de manœuvre et courant lors de l'ouverture du disjoncteur à vide comportant quatre interrupteurs en série, munis de parafoudres en parallèle, permettant la coupure du courant d'une charge inductive

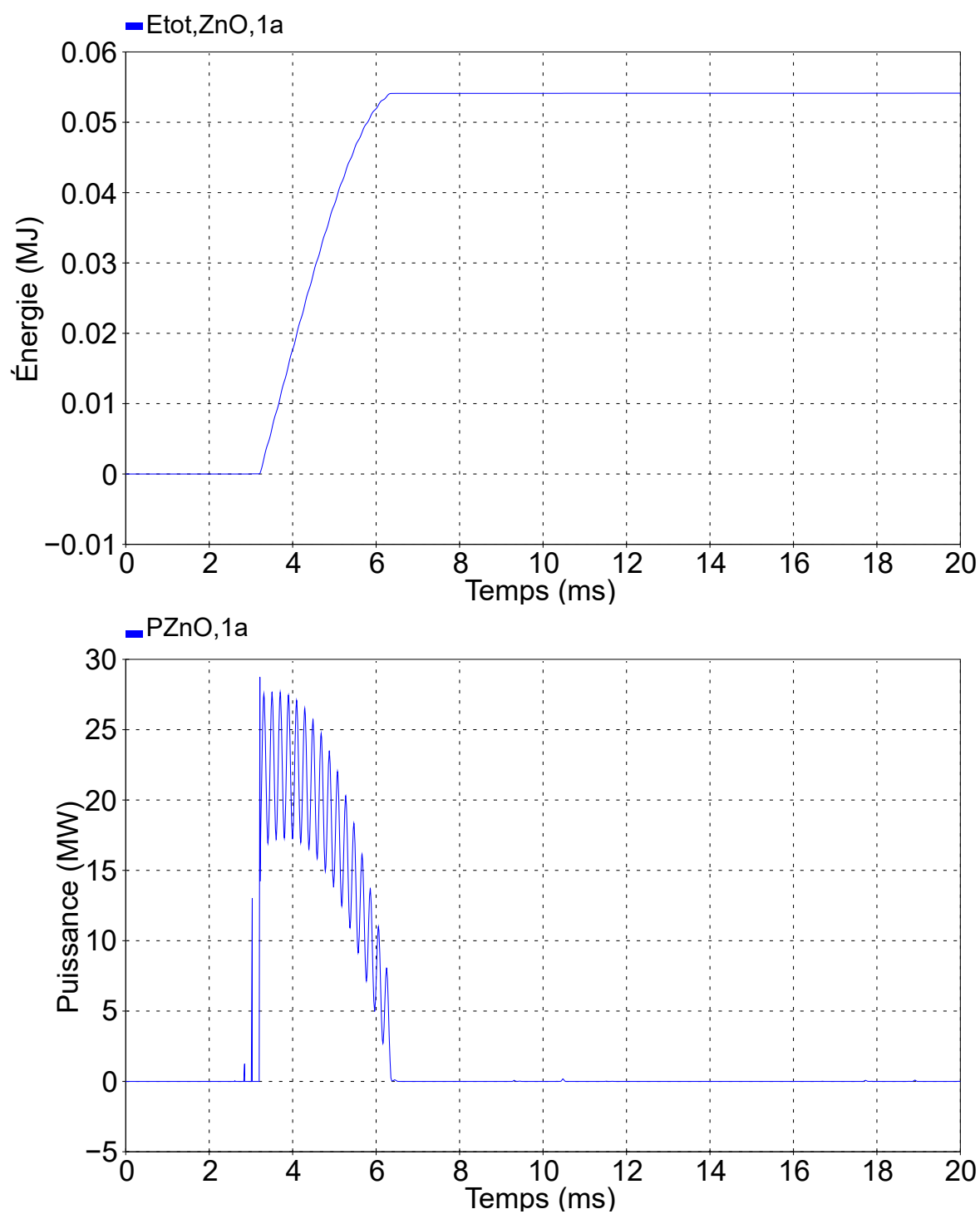


FIGURE D.3 Énergie et puissance dissipées dans le parafoudre de l'interrupteur en avance mécanique