POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Méthodes d'évaluation du comportement des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs résistifs intégrés dans des simulateurs de réseaux électriques
Auteur: Author:	Charles-Henri Bonnard
Date:	2017
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Bonnard, C.-H. (2017). Méthodes d'évaluation du comportement des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs résistifs intégrés dans des simulateurs de réseaux électriques [Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/2567/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/2567/
Directeurs de recherche: Advisors:	Frédéric Sirois, Gaëtan Didier, & Bruno Douine
Programme: Program:	génie électrique

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

MÉTHODES D'ÉVALUATION DU COMPORTEMENT DES LIMITEURS DE COURANT DE COURT-CIRCUIT SUPRACONDUCTEURS RÉSISTIFS INTÉGRÉS DANS DES SIMULATEURS DE RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

CHARLES-HENRI BONNARD
DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIÆ DOCTOR
(GÉNIE ÉLECTRIQUE)
AVRIL 2017

© Charles-Henri Bonnard, 2017.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée :

MÉTHODES D'ÉVALUATION DU COMPORTEMENT DES LIMITEURS DE COURANT DE COURT-CIRCUIT SUPRACONDUCTEURS RÉSISTIFS INTÉGRÉS DANS DES SIMULATEURS DE RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

présentée par : BONNARD Charles-Henri
en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiæ Doctor
a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

M. MAHSEREDJIAN Jean, Ph. D., président
M. SIROIS Frédéric, Ph. D., membre et directeur de recherche
M. DIDIER Gaëtan, Ph. D., membre et codirecteur de recherche
M. DOUINE Bruno, Ph. D., membre et codirecteur de recherche
M. TIXADOR Pascal, Ph. D., membre
M. ELSCHNER Steffen, Ph. D., membre externe

DÉDICACE

À Sandrine, Axel et Thaïs,

REMERCIEMENTS

La thèse, cette expérience qui consiste à rentrer dans un tunnel, se retrouver au milieu, ne plus distinguer l'entrée ni apercevoir une lueur atteignable à l'autre extrémité, n'aurait pu se faire sans aide ni soutien. Que ce soit d'ordre scientifique ou moral certaines personnes, de par leur contribution, méritent un peu de gratitude.

Ainsi, je tiens tout d'abord à remercier mes directeurs, en commençant par Frédéric Sirois, qui m'a toujours soutenu durant ces années de recherche. Je le remercie pour sa disponibilité, ses nombreux conseils et ses remarques pertinentes, qui ont rendu ce travail enrichissant. Je ne peux également m'affranchir de lui adresser mes plus sincères remerciements pour ses encouragements à divers moments difficiles rencontrés pendant cette thèse. Ma reconnaissance va également à Gaëtan Didier, pour m'avoir soutenu et encouragé durant ces 4 années. Je le remercie également pour ses conseils tout au long de ce périple. Enfin, bien qu'ayant eu mois de contacts avec ce dernier, je remercie Bruno Douine, sans qui je ne serais probablement pas parti au Canada, mais aussi pour ses encouragements et conseils ponctuels. Enfin, je les remercie tous les trois pour la confiance qu'ils m'ont accordée, pour la liberté d'action dont j'ai pu disposer, et pour l'orientation qu'a pu prendre cette thèse, riche en défis. Cela m'a permis d'acquérir bien des connaissances et compétences scientifiques. Par la même occasion, j'ai également pu apprendre à mieux me connaitre et mettre en lumière certaines qualités, qui seront sans aucun doute très utiles à un groupe de recherche comme à moi-même, mais aussi des défauts, sur lesquels il va falloir travailler.

En dehors des encadrants je remercie également les membres du jury, Pascal Tixador, Jean Mahseredjian et Steffen Elschner, qui ont participé à l'évaluation critique de ce travail.

Je ne peux m'empêcher de penser à ma femme, Sandrine, et mon fils Axel, que j'ai embarqué avec moi dans cette aventure. Ils méritent des éloges pour leur patience et leur dévouement envers un mari et un papa qui aura été parfois absent, d'autres fois très exigeant, mais qui aura néanmoins fait tout son possible pour accorder une importance de premier ordre à son cocon familial. Merci de m'avoir suivi et soutenu dans cette expérience ! Je ne peux également oublier la dernière venue dans la famille, Thaïs, qui en arrivant quelques jours avant la soutenance a pu participer activement à la préparation de l'oral...

À ce sujet, je ne peux m'empêcher d'adresser mes remerciements au professeur Denis Netter, un acteur majeur de la préparation de cette soutenance de thèse. Après un mauvais départ et une piètre présentation, sa disponibilité à cette étape importante et son côté critique ont été d'une efficacité redoutable. Merci Denis pour ce coup de pouce.

Je souhaite également remercier les membres (Professeurs, associés de recherche, étudiants et stagiaires) des laboratoires dans lesquels j'ai pu travailler. Si le sérieux des discussions scientifiques m'a aidé ponctuellement, je retiens également la bonne ambiance et les bons moments passés dans et hors du laboratoire. À ce sujet, je décerne une mention spéciale à Kévin, Maxime, Lucile, Jonathan B. et enfin Frédéric pour l'organisation de certains événements. Je m'abstiendrai néanmoins de nommer les personnes qui ont oublié les matelas pour le canot-camping : j'ai toujours en mémoire les racines si confortables des arbres du Québec... Il va être difficile de mentionner tout le monde mais je remercie Christian Lacroix pour son aide régulière et les discussions enrichissantes que nous avons eues. À cette liste, viennent s'ajouter Alexandre, Simon, Jean-Nicolas, Jonathan C. Pour ceux que j'aurais pu oublier, veuillez accepter mes excuses, je ne peux citer tout le monde...

Mes remerciements sont également adressés à Jean Mahseredjian, Mathieu Lambert, Sylvain Guérette et Nicholas Veerabadren pour leur aide ponctuelle et efficace.

Enfin, une dernière pensée va également à tous les gens qui m'ont mis, avec la volonté ou non de le faire, des bâtons dans les roues. Vous avez au moins le mérite de m'avoir rendu plus fort !

RÉSUMÉ

Les limiteurs de courants de court-circuit supraconducteurs sont des appareillages à fort potentiel pour les réseaux électriques. En effet, ils offrent une limitation efficace dès les premiers instants du court-circuit. On peut qualifier la limitation de "naturelle", c'est-à-dire qu'elle est intrinsèquement liée aux caractéristiques du matériau et ne nécessite pas de commande particulière.

Afin de faciliter la conception et l'intégration des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs résistifs (rSFCL) destinés aux réseaux électriques, il est nécessaire de disposer de modèles de simulation précis. Ces derniers doivent prendre en compte et simuler correctement (et le plus précisément possible) les phénomènes électriques et thermiques du rSFCL en présence de surintensités de courant, qu'il s'agisse d'un court-circuit franc ou d'un phénomène temporaire de plus faible amplitude. Il est difficile d'envisager la planification de l'intégration d'un rSFCL sans passer par des outils numériques qui permettent la simulation d'un tel dispositif dans un réseau électrique en régime transitoire. Il est alors plus facile d'appréhender et de prédire le comportement transitoire du limiteur dans des conditions de stress réalistes, qui peuvent comprendre une grande variété de surintensités, tant en durée qu'en amplitude.

Néanmoins, les rSFCL sont des dispositifs fortement non-linéaires caractérisés par un couplage électrique et thermique très fort. L'implémentation d'un tel modèle dans un logiciel de simulation de type “circuits électriques” en régime transitoire présente un certain défi. Bien que des modèles de rSFCL existent déjà, des améliorations doivent être apportées pour prendre en compte i) l'ensemble des phénomènes physiques liés à la limitation (thermiques et électriques), ii) les propriétés géométriques des rubans supraconducteurs utilisés et iii) la possibilité de réaliser des études globales (impact du limiteur sur le réseau) et iv) l'influence de l'architecture du ruban en présence de phénomènes locaux (points chauds). Cette thèse se concentre donc sur le développement d'un modèle de rSFCL basé sur des rubans supraconducteurs de deuxième génération. Ce modèle est développé dans le logiciel EMTP-RV, qui est un outil utilisé par un grand nombre de compagnies d'électricité dans le monde.

Le modèle proposé dans cette thèse repose sur une analogie qui fait le lien entre les phénomènes électriques et thermiques, et qui permet une modélisation entièrement basée sur des éléments de circuits électriques. Le modèle permet de prendre également en compte les

propriétés non linéaires des matériaux, tant au niveau électrique qu'au niveau thermique, avec l'utilisation de dipôles non-linéaires. Le modèle a été développé pour offrir un niveau de généricité intéressant pour la modélisation des rubans supraconducteurs. Il permet un fonctionnement avec une excitation AC ou DC en tension ou en courant et tient compte de la non-uniformité de courant critique, qui est typiquement observée dans la longueur des rubans disponibles commercialement. Il est également possible de représenter des variantes d'architectures (géométries et matériaux), avec une souplesse de modélisation qui est basée sur un assemblage de blocs "élémentaires" dont les dimensions peuvent être différentes. Cela permet alors d'évaluer, dans une même simulation, l'architecture du limiteur à une échelle sub-millimétrique (points chauds) et à une échelle "systémique", tel que le comportement de plusieurs centaines de mètres de ruban.

Des comparaisons ont permis de vérifier que le modèle circuit avait un comportement similaires à son équivalent en éléments finis, seulement si la taille des éléments électrothermiques de base (dans EMTP-RV) est adéquate. Le modèle équivalent circuit permet de réaliser des simulations de différentes architectures de rubans supraconducteurs, avec ou sans résistance d'interface, entre les couches tampons et la couche de (RE)BCO par exemple.

Bien que le modèle ait été développé pour autoriser les transferts de chaleur et la répartition du courant électrique en 3D, pour des considérations techniques (i.e. dépassement de la taille maximale de la matrice nodale de EMTP-RV), les simulations n'ont été effectuées qu'avec des modèles 2D. Les résultats de simulation montrent qu'il est important de prendre en compte les transferts de chaleur dans l'épaisseur du ruban, et particulièrement lorsque le courant I circulant dans le limiteur est légèrement supérieur au courant critique I_c, plus précisément lorsque I est dans la fenêtre 1-2I_c. La technique d'homogénéisation, qui consiste à considérer que la température est uniforme sur l'épaisseur du ruban, doit donc être utilisée avec prudence, car le risque d'engendrer des erreurs d'interprétation est présent. Les erreurs (par rapport à un modèle qui prend en compte la diffusion de chaleur dans l'épaisseur du ruban) sont majoritairement dues à i) un délai additionnel dans la réponse transitoire du limiteur, et ii) des erreurs d'amplitude des signaux de courant et/ou de tension.

Les simulations effectuées à partir du modèle proposé ont permis de confirmer qu'il existe un manque d'information à propos de la distribution du courant critique des rubans supraconducteurs qu'il serait nécessaire de combler. En effet, lorsque le courant qui traverse le limiteur est tout juste supérieur au courant critique, le modèle devient fortement dépendant de distri-

bution exacte du courant critique le long du ruban, de même que des détails du modèle en loi de puissance (ou autre). Dans de telles conditions de fonctionnement, les simulations mettent en évidence l'importance de la dynamique du refroidissement dans l'azote liquide, qui a un impact direct sur la réponse transitoire du limiteur, ainsi que sur la vitesse de propagation de la zone normale dans le ruban du rSFCL.

En dehors des méthodes de simulation numérique traditionnelles, il est possible d'opter pour des méthodes de simulation hybrides pour étudier l'intégration des SFCL. En effet, une méthode de type "Power-Hardware-In-The-Loop" (PHIL) avec un simulateur temps réel permet d'intégrer des dispositifs physiques dans la boucle de simulation. Cela ne nécessite pas de modèle de l'appareillage à tester, mais il est nécessaire de fabriquer un (ou plusieurs) prototype(s). De plus, la simulation PHIL des rSFCL nécessite une interface particulière qui sacrifie la dynamique et la précision au profit de la stabilité. Dans cette thèse, nous avons utilisé le simulateur temps réel Hypersim d'Hydro-Québec pour réaliser les simulations d'intégration d'un rSFCL dans un réseau radial. Les résultats de nos essais montrent que la méthode implémentée ici présente un compromis qui n'est pas bien adapté aux variations rapides d'impédance observées avec les rSFCL (typiquement 1 à 2 ms).

Les deux méthodes testées ici, à savoir la simulation pure et la simulation PHIL, présentent chacune leurs inconvénients et peuvent être améliorées. La première nécessite des efforts pour alléger le modèle et des efforts de caractérisation du ruban, afin d'accélérer la simulation et améliorer la précision des résultats. La seconde méthode, quant à elle, mérite que l'on s'attarde sur l'interface entre le monde réel et la simulation pour améliorer la dynamique et la précision en minimisant les impacts sur la stabilité.

ABSTRACT

Superconducting fault current limiters (SFCL) are a promising technology for power systems, i.e. they provide efficient current limitation from the very beginning of the fault without requiring any control system. In fact, the current limiting characteristics are directly connected to the physical properties of superconducting materials.

There is a need for accurate models to help designing resistive-type SFCLs (rSFCL) and planning their integration into electrical networks. Such models have to take into account the physics involved for simulating (as accurately as possible) the electrical and thermal behaviours for a wide range of fault conditions, i.e. high and low short-circuit currents that can be of various durations. It is difficult to see how the planning and integration of SFCLs can be realized without using numerical tools, especially tools that allow realizing power system transient simulations, such as EMTP-RV. In fact, such software packages support engineers in predicting the behaviour of SFCLs in realistic network conditions, which may comprise a wide variety of overcurrent or fault situations.

However, rSFCLs exhibit highly non-linear behaviours with a strong coupling between thermal and electrical phenomena. The implementation of such a model in power systems simulation tools is therefore challenging. Although some models have been already developed over the years, improvements are needed to take into account i) all the phenomena linked to the current limitation (electrical and thermal), ii) geometric properties of superconducting tapes that are used in rSFCLs, and iii) the possibility to perform simulations at the system level, and iv) the influence of the tape architecture in relationship to local phenomena (hot spots). This thesis hence focuses on the development of a models for resistive-type SFCLs based on second generation high temperature superconducting coated conductors (2G HTS CCs), i.e. (RE)BCO tapes. The models are implemented in EMTP-RV, a tool that is used by many utilities around the world. However, the modeling technique can be adapted to other simulation tools as well.

The model proposed in this thesis is based on an electro-thermal analogy, which allows modeling thermal effects with non-linear electrical circuit elements such as resistors and capacitors. The model has been developed with the aim of providing flexibility. Hence, it can be used with an AC or DC excitation, and can also take into account non-uniformity in critical critical

current density typically observed along length of the conductors (i.e. tapes). It also allows modeling virtually any tape architecture using modular and flexible electrical and thermal basic building blocks that can be different in size. This in turn also allows modeling SFCLs with different level of discretization, i.e. from hot spot modeling with local heat transfer to several meters of (RE)BCO tape. It therefore becomes possible to analyze in the same simulation phenomena happening at the sub-millimetric scale, such as hot-spot phenomena, and at the system-scale, such as the impact on the network of several hundred meters of superconducting tape.

In order to validate the EMTP-RV circuit model, comparisons with results obtained with finite elements have been carried out. A similar behavior could be observed, as long as the discretization size of the electro-thermal elements were appropriate. The EMTP-RV circuit model allows performing optimizations of the tape architecture for various thicknesses of stabilizer, in presence or not of an interfacial resistance layer, e.g. between the superconductor and the substrate.

While the circuit model was developed to allow representing heat transfer and current distribution in 3D, simulations are still limited to 2D cases because the size of the nodal matrix is otherwise exceeded in EMTP-RV. Simulation results also show that neglecting heat transfer along the thickness of the tape can be risky, especially when the current I flowing in the rSFCL is slightly above the critical current I_c. In particular, when I is in the range 1-2I_c, this approximation can lead to misinterpretation and erroneous conclusions, especially power system protection settings. Indeed, the homogeneization of temperature across the thickness of the tape results in i) a delay in the transient response of the rSFCL, and ii) inaccuracies in the current and voltage magnitude.

Simulations realized with the EMTP-RV circuit model also showed that one needs to improve the knowledge about the statistical distribution of the critical current along the length of 2G HTS CCs. In fact, when the current flowing in the rSFCL is just exceeds the critical current, the accuracy of the model becomes strongly dependant on the exact critical current distribution along the tape, as well as on the specific details of the power law model (or of another model). Under such conditions, cooling dynamics in liquid nitrogen and consideration of the normal zone propagation velocity have a huge impact on the transient response of the rSFCL .

Besides traditional numerical simulation methods, it is possible to use so-called “hybrid

simulation" to study the integration of SFCLs in power systems. As an example, Power-Hardware-In-the-Loop (PHIL) with a real time simulator (RTS) is one such approach that allows integrating real devices in a power system transient simulation. This approach does not require the user to develop a complex model, but requires in counterpart to design and build one or more prototype(s). In addition, PHIL simulations require an interface between the real world and the simulation environment, which results in a trade-of of dynamic accuracy and precision to ensure stability and convergence. In this thesis, we used the real time power system simulator Hypersim (from Hydro-Québec) as the real-time simulation engine to perform PHIL simulations on integration of a resistive type SFCL in a radial network. Results showed that fast variations of the rSFCL impedance (within 1-2 ms) were not accurately simulated, and that substantial improvements of the PHIL interface are still required.

Both simulation approaches tested in this thesis, i.e. pure simulation and PHIL using RTS, showed that each method has its own set of drawbacks and could be further improved. The first method requires efforts to simplify the model and reduce the burden on the nodal matrix, and also to characterize the I_c distribution of 2G HTS CCs at a finer scale. The second method requires that we deeply look at the interface between the real world and the real-time simulator in order to improve the dynamic and the precision without impacting the stability of the PHIL.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE iii

REMERCIEMENTS iv

RÉSUMÉ vi

ABSTRACT ix

TABLE DES MATIÈRES xii

LISTE DES TABLEAUX xiii

LISTE DES FIGURES xiv

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS xv

LISTE DES ANNEXES xviii

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1
- 1.1 Contexte général 1
- 1.2 Définitions du projet de thèse 2
  - 1.2.1 Problème découlant de la revue de littérature 2
  - 1.2.2 Objectifs 4
  - 1.2.3 Stratégies et approches misent en œuvre 5

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 7
- 2.1 Introduction à la supraconductivité 7
  - 2.1.1 Avant-propos 7
  - 2.1.2 Bref historique 7
  - 2.1.3 Définition 9
- 2.2 Matériaux supraconducteurs et propriétés 11
  - 2.2.1 Supraconducteurs à basse température critique 11
  - 2.2.2 Supraconducteurs à haute température critique 12
    - 2.2.2.1 BSCCO 12
    - 2.2.2.2 (RE)BCO 13
    - 2.2.2.3 Autres matériaux 15

2.3 Utilisation des matériaux supraconducteurs en électrotechnique 16
2.3.1 Applications médicales et electro-aimants 16
2.3.2 Stockage de l'énergie 17
2.3.3 Machines électriques 17
2.3.4 Transformateur 17
2.3.5 Transports 18
2.3.6 Transport de l'énergie 18
2.4 Limitations du courant de court-circuit 18
2.4.1 Inductance de limitation 18
2.4.2 Fusibles 19
2.4.3 Reconfiguration de la topologie du réseau 20
2.4.4 Dispositif basé sur les semi-conducteurs 21
2.4.5 "Rails de Laplace" avec métal liquide 21
2.4.6 Dispositifs supraconducteurs de limitations de courant de court-circuit 21
2.4.6.1 Limiteurs de type résistif et structure hybride 22
2.4.6.2 Transformateur 24
2.4.6.3 Transformateur en court-circuit 24
2.4.6.4 Limiteur inductif 25
2.4.6.5 Limiteur à noyau saturable 26
2.4.7 Intégrations des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs dans les réseaux 27
2.4.7.1 Emplacements possibles 27
2.4.7.2 Tension transitoire de rétablissement 28
2.4.7.3 Stabilité 29
2.4.7.4 Schémas de protection et coordination 29
2.4.8 Aspects et paramètres importants pour l'insertion des SFCLs dans les réseaux 34
2.4.8.1 Fiabilité et maintenance 34
2.4.8.2 Caractéristiques du limiteur et intégration dans le réseau . . 35
2.4.9 Projets de SFCLs à travers le monde 35
2.5 Modélisation des rSFCL dans le cadre d'une utilisation dans un logiciel de réseaux électriques 36
2.5.1 Modèle de type R(t) 36
2.5.2 Importance de la modélisation électro-thermique 37
2.5.3 Technique de l'homogénéisation du ruban supraconducteur 38
2.5.4 Évolution des modèles électro-thermiques de rSFCL 41

2.5.5 Les points chauds : Quelles sont les améliorations possibles ? 41
2.6 Synthèse de la bibliographie 43

CHAPITRE 3 MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLE DU LIMITEUR DE COURANT SUPRACONDUCTEUR DE TYPE RÉSISTIF DANS UN SIMULATEUR DE RÉSEAU ÉLECTRIQUE 46
3.1 Introduction 46
3.2 EMTP-RV 47
3.3 Modélisation électro-thermique 48
3.3.1 Concept du modèle 48
3.3.2 Élément électrique de base 49
3.3.3 Élément thermique de base 54
3.3.4 Détails de la modélisation par éléments finis 61
3.4 Modélisation et discrétisation d'un ruban supraconducteur de 2ème génération dans l'environnement EMTP-RV 62
3.5 Vérification et validation du modèle par comparaison EMTP-RV/Comsol Multiphysics 65
3.5.1 Modèle 1D : Transfert de chaleur dans l'épaisseur 67
3.5.2 Modèle 2D : propagation du front de chaleur sur la longueur du ruban 75
3.5.3 Accélération de la vitesse de propagation de la zone normale 83
3.6 Conclusion 84

CHAPITRE 4 IMPORTANCE DE LA MODÉLISATION ÉLECTRO-THERMIQUE POUR LA RÉPONSE TRANSITOIRE DU RSFCL SOUMIS À UNE EXCITATION ARBITRAIRE 86
4.1 Introduction 86
4.2 Importance de la modélisation des transferts de chaleur dans l'épaisseur du ruban 87
4.2.1 Exemple 1 : Architecture basique 1D 87
4.2.2 Impact de l'architecture du ruban 92
4.3 Étude de cas : Ré-alimentation de transformateur 94
4.3.1 Paramètres du réseau de test 96
4.3.2 Paramètres du ruban supraconducteur utilisé : caractéristiques communes à toutes les simulations 97
4.4 Cas 3 : Étude no. 1 présence d'un seul point chaud 101
4.4.1 Modélisation 101
4.4.2 Point de vue purement électrique 104

4.4.2.1 Réflexion sur les courants 104
4.4.2.2 Les tensions dans la zone du point chaud 106
4.4.3 Point de vue purement thermique 108
4.4.4 Intérêts d'une modélisation fine de la zone du point chaud 112
4.5 Cas 3 : étude no. 2 : Inhomogénéité du courant critique et résistance d'interface 117
4.5.1 Modélisation 119
4.5.2 Point de vue électrique 120
4.5.3 Point de vue thermique 122
4.6 Conclusion 125
4.7 Élements sujet à réflexion 127
4.7.1 Une caractérisation plus fine nécessaire ? 127
4.7.2 Quid du refroidissement ? 127
4.7.3 Utilité de la résistance d'interface ? 128
4.7.4 Le CFD, un bon compromis ? 128

CHAPITRE 5 MESURES EXPÉRIMENTALES 129
5.1 Introduction 129
5.2 Objectifs et méthodologie 129
5.2.1 Types de rubans supraconducteurs 131
5.3 Source de courant pulsé et évaluation des non-homogénéités 133
5.4 Conception et dimensionnement du prototype de rSFCL 134
5.4.1 Structure du rSFCL 137
5.5 Introduction à la méthode de simulation de type Power Hardware-In-the-Loop (PHIL) 144
5.6 Essais de limitation du courant de court-circuit 155
5.6.1 Caractéristiques du réseau de test 155
5.6.2 Amplificateurs de puissance 156
5.6.3 Dispositifs de mesure 157
5.6.3.1 Mesure de tension 158
5.6.3.2 Mesure de courant 158
5.6.4 Test 1 : Validation du modèle et évaluation de la méthode PHIL . . . 158
5.6.4.1 Validation du modèle de simulation EMTP-RV 159
5.6.4.2 Évaluation de la méthode PHIL 166
5.6.5 Test 2 : Quid du second prototype ? 168
5.7 Conclusion 171
5.8 Élements sujet à réflexion 172

CHAPITRE 6 CONCLUSION 173
6.1 Synthèse des travaux 173
6.2 Pistes pour de futurs travaux 175

RÉFÉRENCES 177

ANNEXES 188

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 Valeurs critiques de quelques matériaux supraconducteurs de type II. 13
Tableau 2.2 Quelques matériaux supraconducteurs à haute température critique. . 15
Tableau 3.1 Paramètres utilisés pour le (RE)BCO afin d'obtenir les résultats présentés à la figure 3.3 53
Tableau 3.2 Résumé de l'analogie électrothermique [1,2,3] 55
Tableau 3.3 Paramètres utilisés pour le (RE)BCO afin d'obtenir les résultats présentés dans cette section. 68
Tableau 3.4 Architecture du ruban et sa discrétisation pour l'étude de cas 3.5.1 . 68
Tableau 3.5 Architecture du ruban pour l'étude de la vitesse de propagation de la zone normale* 79
Tableau 4.1 Paramètres utilisés pour la simulation du réseau en régime transitoire dans EMTP-RV 97
Tableau 4.2 Paramètres utilisés pour le matériau supraconducteur (RE)BCO. . . 98
Tableau 4.3 Paramètres de simulation communs à toutes les simulations réalisés dans cette thèse. 100
Tableau 4.4 Architecture du ruban et discrétisation dans l'épaisseur des différentes couches. 101
Tableau 4.5 Impact de la présence du rSFCL sur le courant d'appel du transformateur et le courant de court-circuit. 105
Tableau 4.6 État de la récupération des limiteurs testés et températures maximales atteintes par le point chaud et les zones saines du ruban dans le cas d'étude 3. 118
Tableau 5.1 Paramètres géométriques des rubans supraconducteurs utilisés pour la construction des prototypes de rSFCL construits au laboratoire. . . . 132
Tableau 5.2 Récapitulatif des entrées/sorties d'HYPERSIM. 146
Tableau 5.3 Caractéristiques principales du réseau de test expérimental (cf. figure 5.21(b)). 156
Tableau B.1 Récapitulatif des projets de SFCLs à travers le monde [1, 2, 4, 3] (page 1 de 2) 194
Tableau B.2 Récapitulatif des projets de SFCLs à travers le monde [1, 2, 4, 3] (page 2 de 2) 195
Tableau E.1 Caractéristiques principales de l'amplificateur IECO PA-400-350 . . . 200

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 Allure de la variation de la résistivité en fonction de la température. . 8
Figure 2.2 Surface critique délimitant la zone supraconductrice. 10
Figure 2.3 Illustration du diamagnétisme parfait des matériaux supraconducteurs. 10
Figure 2.4 Illustration de la composition d'un ruban supraconducteur de 2ème génération. 14
Figure 2.5 Illustration de la méthode de séparation des réseaux 20
Figure 2.6 Structure du limiteur résistif avec son impédance shunt. 23
Figure 2.7 Structure du limiteur à noyau saturé. 27
Figure 2.8 Illustration de la protection de distance (51). 32
Figure 2.9 Illustration de la modélisation d'un limiteur sous la forme R(t). . . . 37
Figure 2.10 Illustration de la modélisation de la résistance du matériau supraconducteur. 39
Figure 2.11 Photographies de rubans supraconducteurs (RE)BCO détruit localement à cause d'un point chaud. 40
Figure 3.1 Élément électro-thermique 3-D de base. 49
Figure 3.2 Principe de modélisation de la résistance de la couche (RE)BCO . . . 52
Figure 3.3 Résistivité (ρ_{SC}) de la couche de (RE)BCO en fonction de la densité de courant (J) et de la température (T) autour de la zone de transition de l'état supraconducteur à l'état normal. 53
Figure 3.4 Illustration des surfaces d'échange d'un élément thermique. 57
Figure 3.5 Illustration de la discrétisation de ∇T 58
Figure 3.6 Ciruit électrique modélisant l'analogie électrothermique 3-D de base. . 59
Figure 3.7 Illustration de la composition d'un ruban supraconducteur. 63
Figure 3.8 Discrétisation 3D d'une architecture de ruban supraconducteur en utilisant des blocs electrothermiques élémentaires et les symétries. 65
Figure 3.9 Discrétisation multi-échelle d'un ruban supraconducteur dans le sens de la longueur 66
Figure 3.10 Illustration de la symétrie liée au montage anti-inductif. 69
Figure 3.11 Illustration du réseau utilisé pour la vérification du modèle de rSFCL. 71
Figure 3.12 Courant I_{LIM} qui circule dans l'ensemble du rSFCL selon le circuit de la figure 3.11 pour $I_p = 10I_c = 1000$ $\mathrm{A_{pk}}$ 72
Figure 3.13 Température de la couche (RE)BCO pour $I_p = 10I_c = 1000$ $\mathrm{A_{pk}}$ . . . 73

Figure 3.14 Différence de température ΔT entre la couche de (RE)BCO et la base de l'hastelloy pour $I_p = 10I_c = 1000$ A_{pk}. 74
Figure 3.15 Élevation de la tension V_{LIM} aux bornes du rSFCL dans les conditions de fonctionnement décrites par le circuit de la figure 3.11 avec $I_p = 1.75I_c = 175$ A_{pk} 75
Figure 3.16 Température de la couche (RE)BCO pour $I_p = 1.75I_c = 175$ A_{pk} . . . 76
Figure 3.17 Différence de température ΔT entre la couche de (RE)BCO et la base de l'hastelloy pour $I_p = 1.75I_c = 175$ A_{pk}. 77
Figure 3.18 Courant I_{LIM} qui circule dans l'ensemble du rSFCL selon le circuit de la figure 3.11 pour $I_p = 1.75I_c = 175$ A_{pk} 78
Figure 3.19 Illustration de l'architecture de ruban utilisée pour l'évaluation de la vitesse de propagation de la zone normale 79
Figure 3.20 Simulation de la vitesse de propagation de la zone normale dans EMTP-RV et COMSOL Multiphysics. 80
Figure 3.21 Résultats de simulation de l'évolution de la température de la surface supérieure du ruban avec EMTP-RV et COMSOL Multiphyscis . . . 81
Figure 3.22 Simulation de la vitesse de propagation de la zone normale dans EMTP-RV et COMSOL Multiphysics avec variations de la résistance d'interface. 84
Figure 4.1 Écart maximal de température entre le modèle homogénéisé et un modèle qui prend en compte la diffusion thermique. 88
Figure 4.2 Résultats de la limitation du courant de court circuit avec $I_p = 1.6I_c$ avec un limiteur homogénéisé et son homologue qui prend en compte la diffusion thermique. 89
Figure 4.3 Résultats de la Température lors du court circuit avec $I_p = 1.6I_c$ avec un limiteur homogénéisé et son homologue qui prend en compte la diffusion thermique sur l'épaisseur de ruban. 90
Figure 4.4 Écart relatif ϵ (en %) pour l'évaluation de la résistance du rSFCL du modèle avec diffusion dans l'épaisseur du ruban par rapport au modèle homogénéisé. 91
Figure 4.5 Illustration de l'architecture d'un ruban supraconducteur de Superpower Inc. 92
Figure 4.6 Résultats de la limitation du courant de court circuit avec $I_p = 1.6I_c$ avec un limiteur homogénéisé et son homologue qui prend en compte la diffusion thermique. 93
Figure 4.7 Illustration du réseau pour le cas d'étude du rSFCL branché au primaire d'un transformateur de puissance. 95

Figure 4.8 Fonction continue par morceau pour l'inductance de magnétisation du modèle de transformateur de puissance. 98
Figure 4.9 Architecture du ruban supraconducteur utilisé dans le cas d'étude 4.3 99
Figure 4.10 Courants en régime transitoire avec et sans rSFCL, incluant le courant d'appel du transformateur et un court-circuit. 105
Figure 4.11 Tension aux bornes du point chaud lorsque le courant d'appel du transformateur transite par le rSFCL 107
Figure 4.12 Températures atteintes par la couche (RE)BCO sur toute la longueur du ruban. 109
Figure 4.13 Températures atteintes par la couche (RE)BCO dans les zones du rubans qui sont éloignées du point chaud (zone homogène). 110
Figure 4.14 Températures atteintes par la couche (RE)BCO au niveau du point chaud pendant le court-circuit. 111
Figure 4.15 Températures atteintes par la couche (RE)BCO au niveau du point chaud au début du courant d'appel du transformateur. 112
Figure 4.16 Températures atteintes par la couche (RE)BCO au niveau du point chaud par le limiteur dont la couche d'argent fait 4 μm d'épaisseur. . 113
Figure 4.17 Température du matériau supraconducteur le long du ruban dans le cas ou l'épaisseur du stabilisateur en argent est de 4 μm. 115
Figure 4.18 Température du matériau supraconducteur le long du ruban dans le cas où l'épaisseur du stabilisateur en argent est de 4 μm. 116
Figure 4.19 Température du matériau supraconducteur le long du ruban dans le cas ou l'épaisseur du stabilisateur en argent est de 4 μm. 117
Figure 4.20 Architecture et discrétisation du ruban pour le cas d'étude 4.5 qui comprend des inhomogénéités de courant critique 118
Figure 4.21 Limitation du courant de court-circuit avec deux valeurs de NZPV différentes : a) La distribution spatiale de I_c est faite sur des longueurs de 50 μm : b) La distribution spatiale de I_c est faite sur des longueurs de 1 mm. 121
Figure 4.22 Gamme de température du rSFCL entre une valeur de résistance d'interface faible (NZPV lente) et élevée (forte NZPV) et en utilisant une distribution spatiale de I_c sur une longueur de : (a) 50 μm ; (b) 1 mm. 123
Figure 5.1 Principe de validation du modèle 130
Figure 5.2 Principe de simulation pour évaluer la précision de la boucle PHIL . . 131
Figure 5.3 Illustration de l'architecture d'un ruban supraconducteur : (a) STI ; (b) Superpower Inc. (Pas de mise à l'échelle). 132

Figure 5.4 Support à échantillon utilisé avec la source de courant pulsé. 133
Figure 5.5 Résultats d'essais avec la source de courant pulsés 135
Figure 5.6 Structure du premier prototype de rSFCL fabriqué au laboratoire. . . 136
Figure 5.7 Structure du second prototype de rSFCL construit au laboratoire. . . 138
Figure 5.8 Vue détaillée de la structure anti-inductive. 139
Figure 5.9 Illustration de la boucle nécessaire au montage anti-inductif pour le second prototype de rSFCL construit au laboratoire. 140
Figure 5.10 Agrandissement sur la structure du limiteur. 141
Figure 5.11 Photographies illustrant une prise de potentiel. 142
Figure 5.12 Vues détaillées de l'assemblage de la structure anti-inductive et du bobinage du limiteur en forme de "pancake".. 143
Figure 5.13 Vues détaillées de la conception des amenées de courant. 144
Figure 5.14 Illustration de la méthode ITM pour la simulation temps réel de type PHIL. 147
Figure 5.15 Principe de la méthode ITM en mode courant pour l'insertion d'un dispositif physique dans la boucle de simulation. 148
Figure 5.16 Schéma bloc de la chaine de contrôle des amplificateurs et de la boucle de retour pour la méthode ITM. 149
Figure 5.17 Illustration de la méthode DIMi à implanter dans Hypersim. 150
Figure 5.18 Schéma bloc de la méthode DIMi implanté dans Matlab simulink puis exporté vers Hypersim. 151
Figure 5.19 Illustration de l'évaluation de R^* pendant les phases de fonctionnement possibles du rSFCL. 153
Figure 5.20 Illustration de la méthode DIMi pour les simulations en temps réel implémentées dans l'environnement Hypersim 153
Figure 5.21 Modification du réseau électrique en raison de l'absence de source de tension flottante dans hypersim. 154
Figure 5.22 Système d'amplificateurs disponible au laboratoire. 157
Figure 5.23 Transformateur de courant et Carte OPAL-RT OP5511 qui ont servi pour les mesures de tensions et de courants. 159
Figure 5.24 161
Figure 5.25 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle uniforme. 161

Figure 5.26 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme. 162
Figure 5.27 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme. 163
Figure 5.28 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme. 164
Figure 5.29 Agrandissement de la croissance du courant dans le shunt résistif. . . 165
Figure 5.30 Tension aux bornes du rSFCL pour la simulation d'un modèle non-uniforme ($J_c = J_{c0} \pm 20\%$), et pour un faible courant de court-circuit prospectif ($I < 3I_c$) 165
Figure 5.31 Comparaison des courants qui circulent dans les différentes parties du circuit dans le cas d'une méthode PHIL et d'une simulation pure pour ($I_p > 8I_c$). 166
Figure 5.32 Comparaison des courants qui circulent dans les différentes parties du circuit dans le cas d'une méthode PHIL et d'une simulation pure pour ($I < 3I_c$). 167
Figure 5.33 Courant qui circule dans l'impédance shunt. Agrandissement des zones identifiées dans les figures 5.31 et 5.32. 168
Figure 5.34 Mesure de la répartition des tensions le long du ruban supraconducteur. 170
Figure 5.35 Comparaison entre les tensions mesurées aux bornes des amplificateurs, aux bornes du rSFCL et de la somme des prises de potentiel du rSFCL. 170
Figure C.1 Illustration de la méthode de point fixe implémentée dans EMTP-RV. 197
Figure D.1 Équivalent Norton d'un condensateur. 199
Figure E.1 Photographie d'un des amplificateurs disponibles au laboratoire. . . . 200

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Abréviations :

1-D	1 dimension
2-D	2 dimensions
3-D	3 dimensions
AC	Courant alternatif
BSCCO	Composé de Bismuth-Strontium-Calcium-Cuivre-Oxygène
BT_c	Basse température critique
C-C	Court-circuit
CFD	“Current Flow Diverter”
CIGRÉ	Conseil International des Grands Réseaux Électriques
CTL	Longueur de transfert de courant
DC	Courant continu
DIMi	“Damping Impedance method” en mode courant (i)
DLL	Dynamic Link Library
EMTP-RV	Electromagnetic Transients Program-Restructured Version
FACTs	Flexible Alternating Current Transmission System ou système de transmission flexible en courant alternatif
GUI	Interface Graphique Utilisateur
HT_c	Haute température critique
HVDC	Courant Continu Haute Tension
I/O	Entrées/sorties
ITM	Méthode du transformateur idéal
MEF	Méthode des éléments finis
MTDC	Réseau à courant continu multi-terminal
NZPV	Vitesse de propagation de la zone normale d’un ruban supraconducteur
PCM	Methode de mesure à courant pulsé
PHIL	Power-Hardware-in-the-loop
R&D	recherche et développement
(RE)BCO	Composé de terres rares-Baryum-Cuivre-Oxygène
rSFCL	Limiteur de Courant de Court-Circuit Supraconducteur de type résistif (resistive type Superconducting Fault Current Limiter)
SFCL	Limiteur de Courant de Court-Circuit Supraconducteur (Superconducting Fault Current Limiter)

TGV	Train à grande vitesse
TTR	Tension Transitoire de rétablissement

Notations :

α	coefficient de correction de la résistivité à l'état normal du matériau supraconducteur en fonction de la température
Γ	volume [m^3]
κ	conductivité thermique (W/(m.K))
μ_0	Perméabilité magnétique du vide ($4\pi x10^{-7}$ H/m)
σ	conductivité électrique (S/m)
ρ	Résistivité électrique (Ω.m)
ρ_{SC}	Résistivité électrique du matériau supraconducteur(Ω.m)
ρ_N	Résistivité électrique du matériau supraconducteur à l'état normal (Ω.m)
A	Surface en m^2, section droite
C_p	Capacité thermique massique [J/(kg·K)]
C_{th}	Capacité thermique élémentaire [J/(kg·K)]
E	Champ électrique (V/m)
E_c	Champ électrique critique (V/m)
f	fréquence de l'alimentation (Hz)
h	Coefficient d'échange de chaleur (W/(m^2.K))
H_{AMP}	Fonction de transfert des amplificateurs
H_c	Champ magnétique critique (A/m)
H_i	Fonction de transfert de la mesure de courant
H_{c_1}	Premier champ magnétique critique (matériaux de type II) (A/m)
H_{c_2}	Deuxième champ magnétique critique (matériaux de type II) (A/m)
H_v	Fonction de transfert de la mesure de tension
i	Courant (A), valeur instantanée
I	Courant (A), valeur efficace
I_c	Courant critique (A)
I_p	Courant présumé de défaut (A)
I_{cc}	Courant de court-circuit (A)
I_{nom}	Courant nominal assigné (A)
J	Densité de courant (A/m^2)
J_c	Densité de courant critique (A/m^2)
n	Exposant de la loi en puissance pour le modèle $E - J$

R	Résistance (Ω)
Q	énergie emmagasinée sous la forme de chaleur
S	Surface en m^2
T	Température (K)
T_c	Température critique (K)
T_0	Température initiale du bain d'azote (K)
v	Tension (V), valeur instantanée
V	Tension (V), valeur efficace
X	Réactance (Ω)
Z	Impédance (Ω)

Lexique :

Quench	Transition du matériau supraconducteur vers l'état résistif.

LISTE DES ANNEXES

Annexe A PROPRIÉTÉS THERMIQUES ET ÉLECTRIQUES DES MATÉRIAUX 188
Annexe B PROJETS DE SFCLS À TRAVERS LE MONDE 194
Annexe C IMPLÉMENTATION DE ρ_{SC} DANS EMTP-RV 196
Annexe D IMPLÉMENTATION DE $C_{th}(T)$ DANS EMTP-RV 198
Annexe E CARACTÉRISTIQUES DE L'AMPLIFICATEUR IECO PA-400-350 200

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte général

Afin de répondre à une demande en énergie électrique toujours croissante, l'augmentation de la production est inévitable. Dans certains cas, le recours à la multiplication des interconnexions de réseaux permet d'assurer une plus grande flexibilité aux gestionnaires des réseaux d'énergie électrique. Dans le même ordre d'idée, l'ajout de production distribuée dans les réseaux de distribution rend ces derniers de plus en plus maillés et conduit à en réduire l'impédance équivalente au point de court-circuit. Tous ces éléments conduisent à une augmentation de la valeur des courants de court-circuit sur les réseaux électriques. Les appareillages présents sur ces réseaux (e.g. transformateurs, disjoncteurs, etc.) doivent alors pouvoir supporter momentanément des courants atteignant plusieurs dizaines de kA, soit bien au-delà de leur valeur nominale de fonctionnement. Dans certains cas, le pouvoir de coupure des disjoncteur pourrait être dépassé, ce qui requiert des remplacements très coûteux (facilement quelques millions de dollars dans un poste à haute tension) [1, 2].

Une alternative au remplacement massif des équipements de protection consiste à limiter le courant de court-circuit en utilisant un dispositif approprié appelé "limiteur de courant de court-circuit", (abrégé "limiteur de courant", qui sous-entend une limitation du courant de court-circuit, ou L3C dans la suite de ce document) [3, 4]. Ceci permet de réduire les dommages thermiques par effet Joule, proportionnels au carré du courant, et d'éviter les dommages mécaniques engendrés par de trop grandes forces électromagnétiques (bris ou déformation de pièces, etc.), également proportionnelles au carré du courant. D'autres problèmes indirects, notamment la saturation des transformateurs de courant utilisés pour fournir des mesures aux équipements de protection, sont aussi évités grâce à une limitation du courant de court-circuit à un niveau acceptable [1].

Selon un sondage mené par le CIGRÉ (Conseil International des Grands Réseaux Électriques) auprès de 53 compagnies d'électricité dans 14 pays, 74% de ces compagnies manifestaient au moins un besoin de limitation du courant de court-circuit dans leur réseau en 2012 [2]. Ce chiffre est d'ailleurs en augmentation par rapport à une étude similaire réalisée en 1996. Le besoin de limiteurs de courant de court-circuit est donc réel et leur installation dans les réseaux électriques permettrait d'éviter de remplacer des équipements très coûteux, qui n'ont pas encore atteints leur durée de vie utile.

1.2 Définitions du projet de thèse

1.2.1 Problème découlant de la revue de littérature

La revue de littérature (voir chapitre 2) a permis de mettre en évidence deux éléments requérant un travail d'approfondissement, soit :

1. La modélisation de la dynamique des SFCLs soumis à une excitation arbitraire.
2. L'étude de l'interaction SFCL avec les systèmes de protection des réseaux électriques.

La modélisation des SFCLs suggérée en 1) est capitale, car en-dehors d'un nombre très restreint de laboratoires qui disposent des capacités nécessaires pour tester les prototypes de limiteurs (puissance de court-circuit, niveau de tension, etc), tel que Powertech (Vancouver, Canada), seule une installation en réseau permet de tester les limiteurs à pleine échelle. Il convient donc d'avoir des modèles de simulation décents pour valider leur conception et planifier plus facilement leur intégration dans les réseaux. De plus, sans un modèle précis, le point 2) ne peut pas être entamé sans risquer de tirer de fausses conclusions.

Étant donné que les logiciels de simulation de réseaux électriques sont à la base des logiciels simulant des circuits électriques, le modèle le plus naturel pour un SFCL est alors un modèle de type "circuit électrique équivalent", qui permet de représenter à la fois les comportements électrique et thermique du SFCL, sachant que les deux phénomènes physiques sont très fortement couplés. Déjà en 2008, le CIGRÉ recensait le problème de modélisation des SFCL [1], et il semble que même en 2012, ce problème demeurait d'actualité [2] (bien sûr, on parle ici de modèles qui sont compatibles avec les logiciels d'analyse de réseaux électriques, car il existe de nombreux modèles physiques très détaillés de limiteurs de courant supraconducteurs).

Les travaux récents de D. Colangelo [5, 6, 7], de C. Gandioli [8, 9], de W. T. B. de Sousa [10, 11, 12] et de G.R.F.Q. Mafra [13] ont permis une avancée intéressante, mais il reste encore plusieurs pistes d'amélioration pour amener les modèles à un niveau de maturité et de généricité suffisant pour permettre de les inclure dans des librairies de composants de ces logiciels, et aussi pour prendre en compte des architectures innovatrices de rubans supraconducteurs. En effet, les architectures classiques de ruban supraconducteur, par leur faible section droite et l'emploi massif de matériau à faible conductivité tel que l'Hastelloy, présentent une mauvaise diffusion de la chaleur, et sous certaines conditions, on peu observer un phénomène de "point chaud" qui peut engendrer la destruction du ruban supraconducteur

par fusion [7, 14, 15, 16]. De nouvelles architectures de type “flow diverter”, qui offrent des avantages très intéressants pour améliorer le comportement des rubans en cas de point chaud, et qui facilitent la détection de ces derniers, ont été développées [16].

Concernant le point 2), il va sans dire que l’ajout d’un (voire plusieurs) élément(s) aussi non-linéaires qu’un SFCL dans un réseau électrique peut compliquer de façon significative les études de protection. Il n’y a qu’à penser aux relais de distance, qui se basent sur l’analyse de l’impédance de court-circuit pour évaluer la distance à laquelle le défaut se produit et ainsi déterminer si ce défaut appartient à la zone qu’il protège ou non (dans le cas de réseaux maillés, ou même pour certains réseaux longs de type radial). Le réglage, voire même l’utilisation de ce type de relais, ainsi que bien d’autres, doivent nécessairement être réévalués dans ce nouveau contexte. Il peut sembler étonnant que cet exercice n’ait pas été fait de façon systématique à ce jour, mais cela peut s’expliquer par les faits suivants :

1. Les modèles et outils logiciels pour réaliser ce type d’études n’existent pas sous une forme directement accessible aux ingénieurs des compagnies d’électricité.
2. Les SFCLs sont des équipements en phase émergente sur les réseaux électriques.

Malgré son importance, le thème de la coordination de la protection des réseaux électriques a donc été laissé de côté le temps que les manufacturiers arrivent à proposer des dispositifs commerciaux, tels que suggérés dans [1, 2]. Certaines pistes de réglages des relais ont tout de même été proposées dans [2, 17, 18, 19, 20, 21, 22], mais il reste beaucoup à faire pour systématiser et documenter ces réflexions. Le cas particulier où plus d’un SFCL seraient utilisés dans un même réseau ouvre des avenues de recherche particulièrement intéressantes, car il permet d’envisager de nouvelles architectures de réseaux (davantage maillées), auparavant impossibles à mettre en oeuvre [8].

Enfin, il y a la question de la gestion des court-circuits dans les réseaux HVDC (courant continu haute tension) qui prend de l’importance avec les années, notamment pour les parcs éoliens “off-shore”, reliés à la terre ferme via un réseau HVDC, et dont la puissance totale (qui peut atteindre plusieurs centaines de MW) contribue de façon significative à l’augmentation du courant de court-circuit. À ce jour, le SFCL est l’un des seuls appareillages de réseau connus qui peut assurer la protection du réseau en limitant le courant DC sous le seuil interruptible par les appareillages de coupure en DC, qui peut dépasser 100 kA. La présence des SFCL pourrait faciliter le développpement de nouveaux disjoncteurs très rapides (interruption en quelque millisecondes) [23]. Malgré quelques études récentes sur le sujet [8, 24, 25], les impacts sur les dispositifs d’électronique de puissance sont encore très peu documentés.

Cette question demeure une avenue de recherche prometteuse pour maximiser la sécurité des réseaux HVDC et MTDC.

1.2.2 Objectifs

Sur la base des besoins identifiés à la section précédente, nous définissons deux objectifs principaux au présent projet (numérotés 1 et 2 ci-dessous), de même qu'un certain nombre de considérations à respecter pour chacun de ces objectifs (identifiées par les lettres a, b, c, . . .) :

1. Développer un modèle générique de SFCL basé sur l'architecture des fils supraconducteurs commerciaux et utilisable dans des logiciels d'analyse transitoire des réseaux électriques
   (a) Le modèle devra permettre de tenir compte, via une interface de paramétrisation :
      i. de la non-homogénéité du courant critique dans le sens de la longueur des fils
      ii. des variantes d'architecture des fils (épaisseur de la couche stabilisatrice et du substrat, présence d'un "current flow diverter", etc.)
   (b) Le modèle devra prendre en considération les propriétés électriques et thermiques non-linéaires des matériaux
   (c) Le modèle devra être basé autant que possible sur des éléments classiques disponibles dans des logiciels de simulation de circuits électriques (résistances, condensateurs), de façon à en assurer la portabilité sur différents logiciels
   (d) On privilégiera l'utilisation du logiciel EMTP-RV, qui fait partie des principaux outils de planification d'Hydro-Québec et de plusieurs autres compagnies d'électricité dans le monde
2. Les modèles développés devront être validés par des expériences en laboratoire
   (a) Conception et construction d'un prototype de SFCL de type résistif (200 V_{RMS}, I_{NOM} = 40 A_{RMS})
      i. Proposer une structure de limiteur adaptée aux contraintes liées à l'utilisation des rubans supraconducteurs.
   (b) Mettre en place une méthode de simulation temps réel de type Power-Hardware-In-The-Loop pour l'intégration du rSFCL dans le réseau.
   (c) Procéder à des essais avec des niveaux de courant de court-circuit variables.
   (d) Comparer les résultats expérimentaux avec les simulations d'un modèle équivalent.

1.2.3 Stratégies et approches misent en œuvre

L'élément de base à modéliser est bien sûr le fil supraconducteur lui-même. À ce niveau, les modèles seront basés sur des rubans commercialement disponibles, plus particulièrement ceux du manufacturier SuperPower Inc. et ceux de STI superconductor dont nous disposons de quelques mètres au laboratoire. Les caractéristiques géométriques de ces rubans sont disponibles en ligne [26, 27]. Toutes les couches du ruban ont une résistivité électrique, une conductivité thermique et une chaleur spécifique qui dépendent de la température.

Les caractéristiques thermiques et électriques des matériaux, mis à part le supraconducteur, sont tirées du livre de J.W. Ekin [28] et de la thèse de F. Roy [29], qui ont déjà compilé ces informations. Pour la modélisation du matériau supraconducteur, une résistivité dépendante de la densité de courant J et de la température T est utilisée. La non-linéarité de $R(J,T)$ est modélisée par un modèle empirique qui assure une transition continue entre l'état supraconducteur et l'état normal, par exemple en mettant en parallèle un modèle en loi de puissance avec une résistivité à l'état normal, de façon analogue à [30]. Enfin, les échanges thermiques sont modélisés à l'aide d'une "simple" formule de convection effective vers le milieu environnant (azote liquide), à l'aide d'un coefficient de convection non-linéaire $h(T)$, tel que décrit dans [29, 31].

Le comportement thermique peut facilement être assimilé à un circuit électrique analogue. Le développement d'un modèle de SFCL en termes d'éléments de circuits électriques est donc parfaitement réalisable en incluant le traitement des paramètres non-linéaires des matériaux (thermiques et électriques). EMPT-RV offre déjà un modèle de résistance non-linéaire qui pourrait être utilisé pour définir les résistances électriques et thermiques. En revanche, la modélisation d'une capacité non-linéaire nécessite le développement d'une librairie dynamique (DLL).

Afin de valider les modèles, des simulations du SFCL doivent être effectuées dans des conditions de fonctionnement simples et facilement reproductibles en laboratoire. La validation expérimentale est faite sur de petite longueur de ruban supraconducteur (quelques mètres tout au plus) avec des tensions de faible valeur, i.e. de l'ordre de quelques dizaines de volts. Le courant peut néanmoins atteindre un pic de plusieurs centaines d'Ampères, mais le temps de court-circuit est contrôlé afin de ne pas dépasser les capacités thermiques du ruban ($T_{max} \approx 300$ K). Tout le matériel nécessaire a été mis en place au laboratoire (simulateur temps réel Hypersim, amplificateurs de puissance, dispositifs de mesures).

Enfin, il pourrait être nécessaire d'avoir recours à des simulations éléments finis afin d'évaluer la température maximale atteinte dans les fils, car il est très difficile de mesurer directement la température expérimentalement. Cependant, à partir des tensions mesurées tout au long du fil en situation de quench, on peut assez bien estimer l'élévation de température, mais cela nécessite des prises de potentiel rapprochées si l'on veut considérer les points chauds. Les modèles éléments finis nécessaires à la validation du modèle circuit, des modèles 2-D et 3-D, ont été entièrement paramétrés et implémentés dans le logiciel COMSOL 4.3b.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Introduction à la supraconductivité

2.1.1 Avant-propos

Cette partie demeure volontairement succincte pour n'être qu'une introduction à la supraconductivité. On n'y présente donc pas tous les aspects liés à la supraconductivité. On y aborde les principes de base, les notions de vocabulaire propres à ce milieu et les aspects liés à la modélisation en vue d'application en électrotechnique, dont quelques exemples sont fournis. Pour plus de détails, il est parfaitement possible de se référer à d'autres ouvrages spécialisés, tels que les références en français [32, 33, 34, 35, 36], ou en anglais avec la liste de références du Oak Ridge National Laboratory [37].

2.1.2 Bref historique

La supraconductivité se définit avant tout par l'absence de résistivité de certains matériaux dits supraconducteurs en dessous d'un certain seuil de température (cf. figure 2.1). Sa découverte est fortement liée à l'évolution de la cryogénie, qui a permit de mesurer la résistivité des matériaux à des températures de plus en plus basses. C'est ainsi qu'en 1911, dans un laboratoire de l'université de Leiden au Pays-Bas, le chercheur néerlandais Heike Kammerlingh Onnes découvrit la supraconductivité dans un filament de mercure, à peine 3 ans après qu'il eut réussi à liquéfier l'hélium à une température de 4.2 K [38].

Dans un premier temps, les découvertes traitent surtout des métaux purs ou des alliages métalliques avec, par exemple, le mercure, l'étain, ou encore le plomb. Par la même occasion, cela a permit de départager les théories proposées par Lord Kelvin, Mathiessen et Dewar à propos de la résistivité des métaux à basse température [33]. Dans ce contexte, les alliages métalliques de niobium-titane (NbTi), de niobium-étain (NbSn) se sont démarqués par leur propriétés intéressantes pour l'électrotechnique. Ces matériaux, caractérisés par leur basse température critique (BT_C), nécessitent un refroidissement à des températures inférieures à 20 K, généralement à l'hélium liquide. De telles températures de fonctionnement engendrent un coût de refroidissement important, et limitent les champs d'applications des matériaux supraconducteurs en électrotechnique. De ce fait, les matériaux à basse température critique (NbTi ou NbSn) sont principalement utilisés dans la construction d'aimants et de bobines à fort champ magnétique.

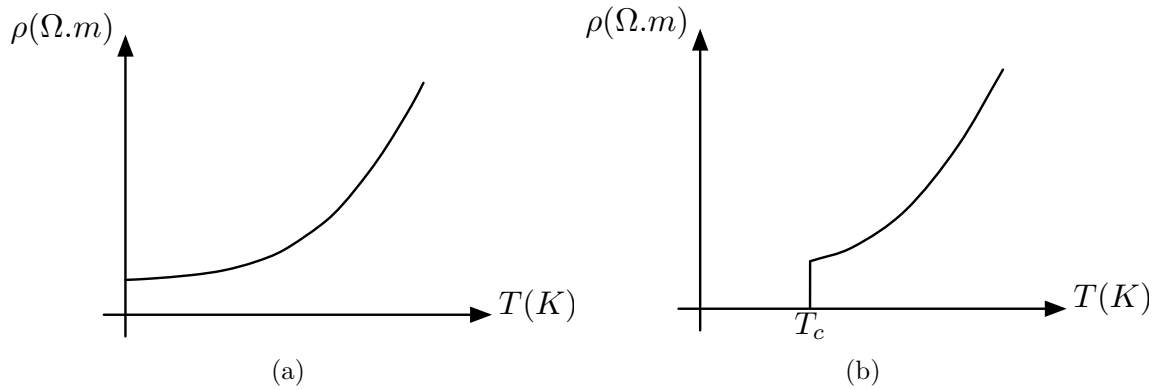


Figure 2.1 Allure de la variation de la résistivité en fonction de la température : (a) Métal normal, la résistance est toujours mesurable quelle que soit la température ; (b) Matériau supraconducteur, la résistance n'est plus mesurable en dessus d'un certain seuil de température.

En 1986, la découverte de nouveaux matériaux supraconducteurs par J.G. Berdnoz et K.A. Müller relance l'intérêt applicatif de ces matériaux particuliers. Ces matériaux, des céramiques basées sur des oxydes de cuivre, sont dits à haute température critique (HT_C). Leur utilisation devient plus sérieusement envisageable en électrotechnique du fait d'une température critique supérieure à 77 K, qui autorise un fonctionnement des dispositifs supraconducteurs HT_C avec un refroidissement à l'azote liquide, diminuant ainsi de façon importante la complexité et les coûts liés aux aspects cryogéniques. Les deux matériaux supraconducteurs HT_C les plus utilisés sont composés d'Yttrium-Barium-Cuivre-Oxygène (YBaCuO) ou de Bismuth-Strontium-Calcium-Cuivre-Oxygène (BSCCO), dont les températures critiques peuvent atteindre respectivement 90 K et 108 K. De ce fait, il est plus facilement envisageable d'utiliser de tels matériaux dans les transformateurs, les machines électriques, les câbles, les aimants, les limiteurs de courant de court-circuit, etc.

Ils se présentent principalement sous deux formes, les matériaux massifs et les couches minces, qui possèdent chacune des applications. Ce bond technologique dans les matériaux supraconducteurs a nécessité, et nécessite encore, des efforts de caractérisation, de modélisation et de simulation de ces matériaux extrêmement non linéaires pour envisager la réalisation de démonstrateur de rSFCL à échelle d'un réseau, qui permettront de divulguer des résultats probants sur leur intégration. Il sera ensuite possible d'envisager une pénétration plus importante sur les marchés des appareillages utilisés en électrotechnique.

Ce n'est que récemment, en 2001, que le diborure de magnésium (MgB_2) a fait son entrée dans la famille des matériaux supraconducteurs. Il possède une température critique de

39 K et devient une alternative intéressante aux supraconducteurs HT_C. En effet, malgré une cryogénie un peu plus coûteuse et plus complexe, le matériau, pour sa part, est peu onéreux et il est facile d'en produire de grandes longueurs de fil.

Derniers nés dans la famille des supraconducteurs, les pnictides ont été découverts en 2008. Ils présentent d'ores et déjà des caractéristiques intéressantes en vue d'applications en electrotechnique. Cependant, avant d'atteindre cet objectif, ils nécessitent encore des efforts en R&D, et la présence d'Arsenic dans ce composé est un frein à leur expansion.

2.1.3 Définition

La supraconductivité est un état de la matière très particulier qui est principalement caractérisée par l'absence de résistivité lorsque certaines conditions sont réunies (voir figure 2.1). Plus précisément, trois grandeurs sont déterminantes et caractérisent l'état supraconducteur :

— La température
— La densité de courant
— Le champ magnétique

Ces trois grandeurs ne doivent pas dépasser un seuil critique sous peine de faire retrouver au matériau son état dissipatif. Ainsi, on voit apparaitre la température critique, notée T_c, la densité de courant critique, notée J_c et le champ magnétique critique noté H_c. Ces trois paramètres, appelés "grandeurs critiques", sont indissociables car elles sont thermiquement et électriquement liés. Ensemble, elles définissent une surface critique dont l'aire délimite la frontière entre l'état supraconducteur et l'état normal (voir figure 2.2).

Autre caractéristique notable, un matériau supraconducteur doit présenter un diamagnétisme parfait, c'est à dire la capacité d'exclure tout champ magnétique à l'intérieur du matériau supraconducteur (cf. figure 2.3) lorsque 'il est refroidie en dessous de la température critique. À ce propos, il est important de distinguer les matériaux de type I et de type II. On pourra se référer à la Thèse de F. Sirois pour plus de détails [39]. Les premiers (type I) sont difficilement utilisables en électrotechnique du fait qu'ils n'ont qu'un seul champ critique, dont la valeur ne dépasse pas quelques milliTeslas [40].

En revanche, les supraconducteurs de type II présentent un premier champ magnétique critique, noté H_{c1} puis un second, noté H_{c2}. En deça de H_{c1}, à nouveau quelques milliTesla, ils

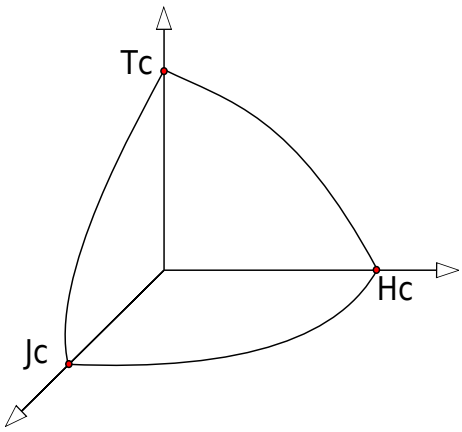


Figure 2.2 Délimitation de la surface critique d'un matériau supraconducteur. L'état supraconducteur est garantit tant que l'on se situe à "l'intérieur" de la zone définit par l'origine et les points critiques T_c, J_c et H_c.

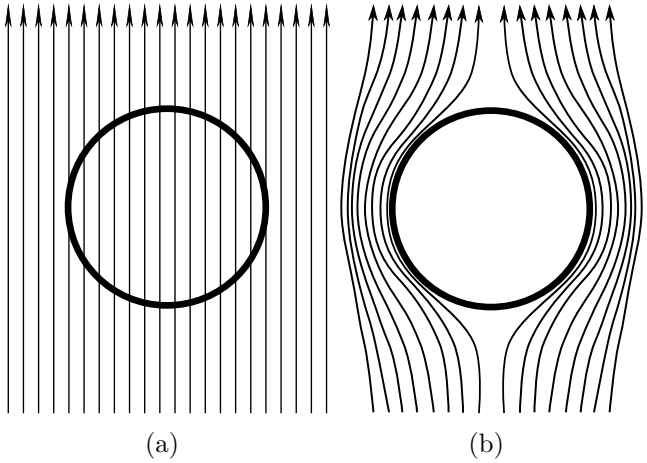


Figure 2.3 Illustration du diamagnétisme parfait des matériaux supraconducteurs : (a) Refroidissement sous un champ magnétique constant ; (b) Passage en dessous de la température critique (exclusion du champ magnétique, aussi appelé effet Meissner).

sont parfaitement diamagnétiques et on peut observer l'effet Meissner. Entre H_{c1} et H_{c2}, les supraconducteurs de type II sont dans un état dit"mixte", et on peut observer une pénétration du champ magnétique à l'intérieur du matériau supraconducteur sous forme de vortex [34]. Notons que H_{c2} peut atteindre plusieurs dizaine de teslas en fonction de la température de fonctionnement. Les matériaux de type II sont donc de bons candidats pour un usage en électrotechnique.

2.2 Matériaux supraconducteurs et propriétés

Le matériau idéal, c'est à dire un matériau qui serait doté de propriétés supraconductrices intéressantes, comme une forte densité de courant critique et une faible dépendance au champ magnétique appliqué, le tout à température et pression ambiante, n'est pas encore d'actualité. Néanmoins, il existe plusieurs matériaux qui sont déjà utilisés dans diverses applications à fort courant et/ou à fort champ magnétique (cf. section 2.3 : applications). Parmi eux, on peut distinguer deux grandes classes qui seront brièvement évoquées :

— Les matériaux à basse température critique
— Les matériaux à haute température critique

Hormis les matériaux de type (RE)BCO, les autres matériaux, qu'ils soient à basse ou haute température critique, ne sont que brièvement abordés du fait qu'ils ne font pas l'objet d'une étude particulière dans le cadre de cette thèse.

2.2.1 Supraconducteurs à basse température critique

Les premiers matériaux supraconducteurs découvert à la suite des expériences de K. Onnes en 1911 étaient majoritairement des métaux purs (mercure, plomb, niobium). Ce n'est que dans les années 50, soit plusieurs dizaines d'années plus tard, que les alliages de type II ont été découverts. Ainsi, les associations de niobium-aluminium (NbAl), de niobium-étain (Nb_3Sn) et de niobium-titane (NbTi) sont parmi les plus utilisés. Quelques caractéristiques de ces matériaux sont résumées dans le tableau 2.1.

Les matériaux supraconducteurs à basse température critique (BT_C) sont la plupart du temps utilisés sous la forme de conducteur multifilamentaire, dont les brins sont torsadés et noyés dans une matrice composée d'alliage métallique. Par ses propriétés mécaniques, thermiques et électriques, cette dernière permet d'apporter une plus grande stabilité au fil supraconducteur. La matrice est ainsi souvent composée d'alliage de cuivre, de nickel et de bronze [34] La technologie de ces fils est aujourd'hui très bien maitrisée, et il est facilement possible de produire des longueurs kilométriques. Grâce à leur souplesse, ces fils sont très bien adaptés à la construction de bobines. La circulation des très forts courants peut être assurée par un assemblage de plusieurs conducteurs sous la forme d'une corde ou d'un câble transposé plat de type Rutherford [41]. Malgré ses capacités intéressantes dans le domaine, ce type de matériau n'est pas utilisé pour la limitation du courant de court-circuit. En effet, son refroidissement, souvent réalisé à l'hélium liquide (4.2 K) ou superfluide (1.8 K), est trop

cher et ceci a conduit l'industrie à considérer plutôt les matériaux à HT_C.

2.2.2 Supraconducteurs à haute température critique

Les supraconducteurs HT_C les plus utilisés dans les applications de puissance sont les composés chimiques de (BSCCO), et ceux composés de terres-rares, Baryum, Cuivre et Oxygène, abrégé (RE)BCO par la suite. Il est important de noter que ces matériaux sont des céramiques, ils sont donc "fragiles". On peut les obtenir en poudre, ou encore sous forme"massive", c'est à dire que le matériau brut se trouve en plaque, cylindre, tube, etc. comme on peut le voir sur le site web de CAN Superconductors [42]. En ce qui concerne leur utilisation dans des fils ou des câbles pour le transport du courant, le problème de pertes AC dans le matériau supraconducteur [43] les oblige à être utilisés sous la forme de très fins filaments (cas du BSCCO) et la fragilité relative des conducteurs de (RE)BCO fait qu'ils sont utilisés en couches très minces (quelques microns tout au plus).

L'emploi de matériaux supraconducteurs à haute température critique simplifie grandement la cryogénie et en réduit les coûts de manière importante. En effet, les températures critiques de ces matériaux sont supérieures à celle de l'azote liquide (77 K). L'abondance de l'azote et sa grande simplicité de manipulation et de stockage le rendent également beaucoup plus pratique que l'hélium. En effet, cela autorise un fonctionnement en boucle ouverte, ou encore un refroidissement par contact indirect avec la tête froide d'un cryocooler qui, dans ce dernier cas, permet de s'affranchir de fluide cryogénique. Lorsque ces matériaux sont utilisés à très basse température (hélium liquide, 4.2 K), ils deviennent particulièrement intéressant car ils présentent une très bonne tenue au champ magnétique appliqué comparativement à d'autres supraconducteurs (voir tableau 2.1). Les matériaux supraconducteurs HT_C susceptibles de nous intéresser dans des appareillages de limitation du courant de court-circuit sont rapidement abordés dans les paragraphes ci-dessous.

2.2.2.1 BSCCO

Les fils de BSCCO sont dits de première génération. À l'image des fils supraconducteurs à basse température critique, ils sont basées sur des assemblages de fins filaments de BSCCO. Ces derniers sont torsadés et noyés dans une matrice métallique, le plus souvent composée d'alliage à base d'argent. D'autres métaux peuvent alors être ajoutés pour renforcer ou modifier les propriétés mécaniques et thermiques du ruban, tels que l'or et l'acier inoxydable (c316L) [45]. Cela n'en fait pas un bon candidat pour la fabrication d'un limiteur de courant

Tableau 2.1 Valeurs de champs magnétiques critiques et température critique de quelques matériaux supraconducteurs de type II [32, 34, 44].

Matériaux	T_c (K)	$\mu_0 H_{c1}$ (mT)	$\mu_0 H_{c2}$ (T)
Al	1.2	10.5	-
Sn	3.7	30.5	-
Hg	4.2	41.1	-
NbTi	9	10	14
NbTi	11	-	10.5
Nb	9.3	240	0.26
Nb_3Sn	18.3	17	25.5
Nb_3Al	18.9	-	42
MgB_2	39	38	40
(RE)BCO	90	-	140
BSCCO	110	-	184

de type résistif (voir section 2.4.6) à cause de la section métallique importante du ruban [46].

En effet, cela réduit fortement la valeur de la résistance par unité de longueur de fil, et fabriquer un limiteur avec un bon coefficient de limitation nécessiterait une longueur de ruban très importante. Cela a un impact direct sur le volume potentiel du rSFCL et le dimensionnement de la partie cryogénique associée, qui nécessiterait une puissance importante, sans compter les coûts additionnels par rapport à d'autres technologies de fil supraconducteur qui propose une résistance plus importante par unité de longueur. Les rubans de BSCCO sont néanmoins bien adaptés au limiteur de courant de type inductif ou à noyau saturé, deux techniques de limitation du courant qui sont abordées plus loin (voir section 2.4.6). On peut également les utiliser pour concevoir des amenées de courant. En revanche, les matériaux massifs, avec le renfort de matériau métallique et de fibre de verre, ont déjà été utilisés comme limiteur de courant de type résistif. Ce type de limiteur, fabriqué par Nexans [47, 48] a d'ailleurs fait l'objet d'une installation dans les réseaux électriques de Grande-Bretagne et d'Allemagne [49].

2.2.2.2 (RE)BCO

Les conducteurs de type (RE)BCO utilisent, comme leur nom l'indique, des terres rares (RE pour "rare earth") telles que l'Yttrium (Y), le Gadolinium (Gd), le Dysprosium (Dy).

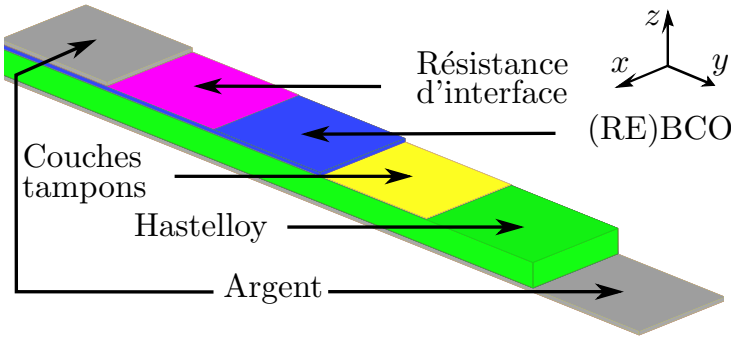


Figure 2.4 Illustration de la composition d'un ruban supraconducteur de 2ème génération.

Tout comme les conducteurs de BSCCO, il prennent la forme de rubans et représentent ce qu'on appelle la deuxième génération de fils supraconducteurs. Cependant, le procédé de fabrication est complètement différent. En effet, comme on peut le voir sur la figure 2.4, un ruban se compose de différentes couches, dont un substrat sur lequel on dépose une couche tampon chargée de recevoir le dépôt de la couche (RE)BCO en permettant une croissance épitaxiale et un alignement optimal des grains (méthode IBAD). Il est possible de simplifier la couche tampon en déposant la couche (RE)BCO directement sur un substrat métallique (méthode RABITS) [50]. Dans les deux cas, la bonne orientation des grains est synonyme de densité de courant critique élevée, qui peut dépasser 2 MA/cm^2. Enfin on ajoute une couche d'argent qui vise à protéger la couche (RE)BCO des agressions extérieures (mécaniques, pollution chimique, etc.), tout en permettant son oxygénation dans la phase finale de production du ruban. Cela permet aussi de proposer un chemin alternatif pour le courant dans le cas ou le matériau supraconducteur transite vers l'état résistif (dépassement d'une ou plusieurs grandeur(s) critique(s)). Néanmoins, des variations de la densité de courant critique subsistent sur la longueur du ruban. Dans les zones où les densités de courant critique sont les plus faibles du ruban, on peut observer la naissance de points chauds avec une transition et un échauffement local du ruban supraconducteur, qui peuvent provoquer la destruction du fil.

À l'image des conducteur de BSCCO, il est possible d'améliorer les propriétés mécaniques, thermiques et électriques du ruban de (RE)BCO par l'ajout de couches métalliques supplémentaires. On trouve notamment des rubans dits "stabilisés" qui possèdent une couche additionnelle de cuivre telle que la gamme SCS proposée par Superpower® [51].

À longueur égale, cette stabilisation supplémentaire engendre 1) une baisse de la résistance globale du ruban stabilisé, et 2) une augmentation de la masse thermique du ruban qui ralentit la montée en température. Dans le cas d'un limiteur de courant dont on cherche à

Tableau 2.2 Matériaux supraconducteurs à haute température critique les plus utilisés en électrotechnique.

Matériau	Nom	Température critique (T_c)
$Y_1Ba_2Cu_3O_{7-x}$	YBCO-123	92 K
$Y_2Ba_4Cu_7O_{15-y}$	YBCO-247	95 K
$Bi_2Sr_2Ca_1Cu_2O_y$	BISCCO-2212	80 K
$Bi_2Pb_xSr_2Ca_2Cu_3O_y$	BISCCO-2223	110 K

réduire la longueur, on souhaite aussi avoir une limitation efficace dès les premiers instants du défaut. La sur-stabilisation ne va donc pas dans cette direction. Autre modification possible : American Superconductor propose dans sa gamme Amperium® des rubans qui "emprisonnent" le supraconducteur entre deux "épaisses" couches d'acier C316L (résistivité élevée par rapport au cuivre/argent) [52].

Cette technique permet d'avoir une résistance élevée par unité de longueur et une capacité thermique importante qui va limiter les échauffements. Il semble donc bien adapté à la limitation du courant.

2.2.2.3 Autres matériaux

Il existe d'autres matériaux supraconducteurs qui seraient des alternatives possibles aux conducteurs de BSCCO et autres (RE)BCO. Tout d'abord, le diboride de magnésium (MgB_2), qui se rapproche des supraconducteurs conventionnels avec sa structure métallique, possède en revanche une température critique plus élevée avec $T_c = 39$ K. De plus, il est commercialement disponible dans de grandes longueurs et économiquement intéressant. Des prototypes refroidis autour de 30 K (néon liquide à 27 K par exemple) ont déjà été testés et montrent de bonnes performances de limitation [53, 54]. Le MgB_2 semble donc parfaitement capable de jouer le rôle de limiteur de courant de court-circuit. En revanche, la matrice métallique qui contient les filaments de MgB_2 doit être adaptée, c'est à dire que son alliage doit permettre de limiter le courant de façon efficace avec une augmentation rapide et brutale de la résistance [55, 56, 57].

Nous terminons cette parenthèse "matériau" avec les propriétés des pnictices. Ces matériaux supraconducteurs à base de terre rare et d'oxyde de fer ont été découvertes très récemment, en 2008. Les températures critiques autour de 30 K, les champ magnétique cri-

tique ($\mu_0 H_{c2} > 120$ T) et les densités de courant critique, jusqu'à 7 MA/cm^2 en champ propre, rendent les pnictides très prometteurs pour des applications en électrotechnique [58, 59, 60].

2.3 Utilisation des matériaux supraconducteurs en électrotechnique

Les supraconducteurs peuvent être utilisés pour remplacer les matériaux usuels, tels que le cuivre ou l'aluminium, dans des dispositifs de puissance et autres appareillages conventionnels. Dans ce cas, certains de leurs aspects sont améliorés (rendement, fonctionnalité additionnelle, puissance volumique, etc.). Les propriétés intrinsèques de ces matériaux atypiques peuvent également permettre le développement d'appareillages innovants à fort potentiel. Les limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs, qui sont difficilement réalisables avec des matériaux conventionnels, sont de ceux-là et sont traités plus en détails dans la sous-section 2.4.6, distinctement des autres applications.

2.3.1 Applications médicales et electro-aimants

Si il y a bien un marché dans lequel les supraconducteurs sont fortement présent, c'est celui de l'imagerie médicale et des electro-aimants, tels que ceux que l'ont peut trouver dans les IRMs ou les accélérateurs de particules (CERN). En effet, les matériaux de type NbTi ou NbSn sont classiquement utilisés pour la fabrication des electro-aimants qui génèrent les champs magnétiques puissants (plusieurs Teslas), indispensable dans le domaine de l'imagerie médicale. Grâce aux propriétés des matériaux supraconducteurs, et une circulation en boucle du courant dans la bobine, les pertes sont réduites à une valeur quasi-nulle et, hormis pour la phase d'alimentation initiale de la bobine, aucune source n'a besoin d'être connectée en permanence. Les matériaux supraconducteurs à haute température critique comme le BSCCO et le (RE)BCO sont également très utiles lorsque l'on envisage de dépasser une quinzaine voire une vingtaine de teslas (cf. tableau 2.1).

Les aimants permanents peuvent également être réalisés à partir de matériaux supraconducteurs massifs. Ils sont alors sous la forme de pastille cylindrique de BSCCO ou de (RE)BCO. Le principe de magétisation repose sur une succession de variations rapides de champ magnétique qui induisent alors des courants. L'absence de résistivité dans les matériaux supraconducteurs fait que ces courants ne s'amortissent pas. Ils sont alors piégés indéfiniment dans le matériau et, du moment que ces derniers demeurent en dessous des valeurs critiques, génèrent à leur tour un champ magnétique. Avec ce procédé, on peut atteindre 11,4 T à 17 K pour un disque en (RE)BCO de 26 mm de diamètre et de 12 mm d'épaisseur [35]. Plus récemment, des valeurs de champ magnétique piégés dépassant 17 teslas ont été

atteintes dans des pastilles (RE)BCO [61, 62].

2.3.2 Stockage de l'énergie

Nous ne disposons que de peu de moyen de stockage de l'énergie électrique. De plus, les solutions sont majoritairement indirectes. On peut distinguer trois grandes méthodes de stockage avec, 1) le stockage dit "mécanique", c'est à dire les barrages, les volants d'inertie, etc. et 2) les moyens de stockage électrochimiques, avec les batteries, les piles à combustibles, et 3) les moyens électrostatiques, avec les (super)condensateurs. Il existe aussi d'autres méthodes un peu plus exotiques. En effet, il est possible de stocker de l'énergie sous forme magnétique, c'est le rôle des SMES (superconducting magnetic energy storage) qui utilisent des bobines supraconductrices en court circuit afin de s'affranchir des pertes par effet Joule [32, 35]. À l'image d'un aimant supraconducteur, le courant circule alors indéfiniment dans la bobine. Lorsque cela est nécessaire, il est possible d'effectuer une décharge contrôlée de la bobine qui sert alors de source d'énergie. Les matériaux supraconducteurs peuvent aussi améliorer les volants d'inertie. En effet, le fonctionnement sous-vide et l'utilisation de paliers magnétiques supraconducteurs permet alors un stockage de longue durée en réduisant les frottements à néant.

2.3.3 Machines électriques

L'utilisation de matériaux supraconducteurs pour les moteurs électriques permet, via des architectures originales [63, 64, 65, 66], d'augmenter le champ magnétique et d'améliorer le rendement globale de la machine. À puissances égales, les machines supraconductrices présentent un volume et une masse plus faibles, ce qui permet d'envisager l'adoption des moteurs supraconducteurs dans les applications militaires et/ou embarquées de fortes puissances tels que la propulsion navale [67].

2.3.4 Transformateur

Les transformateurs qui utilisent des matériaux supraconducteurs sont généralement plus compact, plus légers et présentent un meilleur rendement que leur homologues classiques en cuivre ou en aluminium [32, 68, 69, 70]. Les propriétés des matériaux supraconducteurs leur confèrent également un autre avantage intéressant : l'intégration de la fonction de limitation du courant de court-circuit dans un seul et même appareillage [71, 72].

2.3.5 Transports

Outre une voiture électrique utilisant un moteur supraconducteur développée par Sumitomo Electric [73], c'est surtout dans les trains à lévitation magnétique que les matériaux supraconducteurs ont été utilisés. De cette manière, les contacts et donc les frottements entre les roues et les rails ne sont plus présents (pas d'usure, ni de contraintes mécaniques...). Bien que la vitesse maximale soit principalement liée à des considérations aérodynamiques, cela permet néanmoins d'atteindre une vitesse maximale plus élevée (record à 603 km/h) que les trains classiques type TGV (record à 575 km/h).

2.3.6 Transport de l'énergie

La densité de courant étant très élevée dans les fils supraconducteurs, les câbles supraconducteurs sont particulièrement intéressants pour améliorer les interconnexions et accroître la puissance transmissible d'un réseau électrique, tel que cela a été fait dans la ville d'Essen en Allemagne, dans le cadre du projet Ampacity qui réunissait un limiteur de courant et un cable supraconducteur [74, 75]. Avec le développement et la croissance des systèmes de transmission à courant continu, l'utilisation de câbles supraconducteurs et de limiteurs de courant de court-circuit, avec un niveau de tension "bas" mais à très fort courants (plusieurs kA), pourrait devenir particulièrement intéressante.

2.4 Limitations du courant de court-circuit

Pour être efficace, la limitation du courant de court-circuit doit être effective dès les premiers instants du défaut. Le dispositif inséré dans le réseau ne doit également pas être une source importante de pertes en régime normal, ni nuire au transit de puissance. Il existe plusieurs solutions pour limiter le courant. On peut envisager l'emploi de méthodes classiques (inductance, fusible, reconfiguration de la topologie de réseaux), ou bien l'utilisation de dispositifs originaux et novateurs, comme les limiteurs de courants de court-circuit supraconducteurs (SFCLs), ou encore des systèmes de limitation basés sur des semi-conducteurs [2].

2.4.1 Inductance de limitation

L'insertion d'inductances en série dans le réseau est une des méthodes des plus simples et des plus économiques pour limiter le courant de court-circuit. En revanche, leur installation dégrade la stabilité transitoire du réseau électrique et réduit le flux de puissance qui peut

y transiter. Les surtensions transitoires sont également plus importantes lors des séquences d'ouverture des appareillages de protections. La présence des inductances provoque aussi d'autres phénomènes non souhaités telles qu'une chute de tension et des pertes en régime permanent. Il peut donc être important de compenser la composante inductive introduite ; il faut alors étudier l'impact de la présence des inductances de limitation et des capacités de compensation sur la tension transitoire de rétablissement (TTR) pour éviter un réenclenchement intempestif du disjoncteur de protection. L'insertion de ces impédances peut être réalisée par le biais des transformateurs dont on fixe généralement la valeur de l'impédance de fuite, ou par l'ajout d'inductance à noyau d'air (pour leur linéarité). Les inductances peuvent également être utilisées comme dispositifs de mise à la terre. Elles ne limitent, dans cette configuration, que les courants de court-circuits avec une composante homopolaire avec par exemple, les court-circuits entre phase et terre qui sont également ceux qui présentent la plus forte probabilité d'apparition sur le réseau.

2.4.2 Fusibles

Certains fusibles permettent de limiter courant de court-circuit lors de son interruption [2]. En effet, lors de la fusion de l'élément fusible, un arc électrique apparait. L'extinction de cet arc, par l'intermédiaire d'un élément fusible comprenant une succession de "faible" et "fortes" sections, permet de développer une tension suffisante pour réduire la valeur du courant de court-circuit jusqu'à son passage par zéro. Les fusibles limiteurs de courant peuvent également avoir une section de matériau conducteur volontairement choisie trop faible. Ils ne sont alors pas toujours capables de supporter le courant de charge en régime permanent. Afin de ne pas faire circuler continuellement le courant dans l'élément fusible, le fatiguer, et accélérer son vieillissement, les fusibles peuvent être insérés par l'intermédiaire d'un dispositif pyrotechnique [76, 77], appelés par exemple "*Is-Limiter*" chez le fabricant ABB [78].

Ces appareillages sont principalement utilisés en basse et moyenne tension. Les fusibles présentent l'inconvénient de devoir être remplacés après chaque utilisation, ce qui nécessite une action humaine, et donc un temps de remise en service plus long qu'un dispositif automatisé, ce qui est néfaste pour la continuité de service. En revanche, ils sont passifs [1], bon marché, et possèdent des pouvoirs de coupure très important, jusqu'à 210 kA [78].

1. Les fusibles peuvent être actifs dans le cas où l'on utilise un déclencheur associé à un dispositif pyrotechnique, tel que décrit ci-dessus.

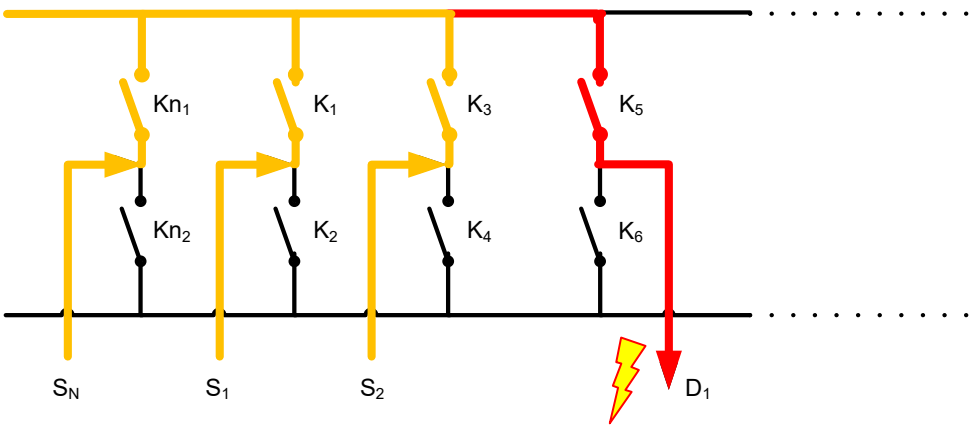


Figure 2.5 Illustration de la méthode de séparation des réseaux. S_N représente une nouvelle source d'énergie. Un défaut est présent sur le départ D_1 .

2.4.3 Reconfiguration de la topologie du réseau

La modification de la configuration du réseau, qui permet de diminuer l'amplitude potentielle des courants de court-circuit, est une technique régulièrement utilisée. La séparation des réseaux, qui consiste à isoler les sources qui peuvent alimenter le défaut, est une de ces méthodes. Cela consiste à coordonner les systèmes de protection de manière à limiter les contributions au courant de court-circuit des différentes sources de productions (et en particulier les sources nouvellement ajoutées), ce qui permet ensuite d'isoler plus facilement la zone en défaut (courant de court-circuit plus faible) [2]. Ainsi, si l'on se réfère à la figure figure 2.5, on ouvre d'abord les disjoncteurs Kn_1, K_1 ou K_3, puis le disjoncteur K_5, qui isole le défaut du départ D_1.

Cela peut être fait de manière permanente, mais dans ce cas, on a une perte de flexibilité et une moins bonne répartition de l'énergie entre les différentes sources. Une alternative à cette solution permanente, qui permet de conserver l'avantage de l'interconnexion, serait d'utiliser une coordination des différents disjoncteurs [2, 8, 79, 80]. Cette gestion plus complexe du réseau ne nécessite alors que l'installation de relais supplémentaires et de nouveaux réglages. Cela en fait une alternative économiquement intéressante par rapport à l'implantation d'une solution de limitation de courant de court-circuit.

En ce qui concerne la continuité de service et la qualité de l'énergie distribuée, elles sont en baisse car le fait de déconnecter des zones saines du réseau n'est pas sans impact pour les usagers. De plus, malgré une séquence de contrôle adaptée, l'allongement de la durée

de suppression du défaut est toujours présent et dépend fortement du schéma de protection adopté et de sa coordination.

2.4.4 Dispositif basé sur les semi-conducteurs

Il existe des montages à base d'électronique de puissance qui offrent des fonctionnalités intéressantes pour les réseaux électriques. Parmi les plus importantes, on pourra retenir l'interruption mais aussi la limitation du courant de court-circuit. En utilisant une commande adaptée, les convertisseurs permettent aussi de réduire les courant d'appel des transformateurs, des batteries de condensateurs, etc. En ce qui concerne la limitation du courant de court-circuit, ce type de limiteur se base principalement sur une architecture de pont redresseur à diode où l'on utilise des interrupteurs de type IGBT ou GTO dans la branche redressée pour assurer l'ouverture du circuit, qui peut alors se faire très rapidement (quelques millisecondes). Les pertes dans les semi-conducteurs et la limitation du niveau de tension de fonctionnement, qui impose de mettre plusieurs modules en série, sont cependant des inconvénients majeurs de ce type de technologie. Son utilisation est donc tout au plus limitée à des réseaux de distribution moyenne tension [2, 4, 80, 77].

2.4.5 "Rails de Laplace" avec métal liquide

Le fonctionnement de ce type de limiteur repose sur le principe des rails de Laplace. Ainsi, une certaine quantité de métal liquide sépare deux barres bimatières fabriquées avec un matériau bon conducteur et un autre très résistif. Les efforts sur la "bulle" de métal liquide, qui augmentent lors d'un court-circuit, repousse cette dernière le long des barres et lui font quitter sa position de "repos". On quitte alors la zone où les contacts sont de bonnes qualités et le contact se fait désormais dans la zone très résistive, ce qui provoque une augmentation de la résistance du limiteur. Dès que le courant diminue, le "mercure" retourne à sa place naturellement avec la gravité [2, 81]. On a donc un dispositif qui permet un passage de l'état "bon conducteur" à l'état résistif (et inversement) de manière complètement automatique, et sans nécessiter de commande particulière.

2.4.6 Dispositifs supraconducteurs de limitations de courant de court-circuit

De nombreuses études sur les SFCL ont pu prouver leur efficacité et leur faisabilité. Plusieurs prototypes actuellement sont désormais installés dans les réseaux électriques, montrant un intérêt grandissant des compagnies électriques pour cette technologie (voir tableaux B.1 et B.2 en Annexe B).

2.4.6.1 Limiteurs de type résistif et structure hybride

Le fonctionnement d'un SFCL de type résistif (aussi noté rSFCL) est basé sur les propriétés intrinsèques des supraconducteurs [2, 3, 82]. En effet, si ces matériaux sont principalement connus pour leur capacité à conduire un courant électrique sans pertes, ils peuvent également devenir très résistifs sous certaines conditions. En effet, il est possible de déclencher une transition violente entre l'état supraconducteur et l'état normal (i.e. état résistif) de tout matériau supraconducteur en lui imposant un courant supérieur à un seuil de courant appelé "courant critique" (noté I_c).

La chaleur générée pendant la phase de limitation du courant produit un emballement thermique qui maintient le supraconducteur en régime dissipatif même après réduction du courant. Cet emballement thermique est régulièrement appelé "quench" dans la littérature. Du fait que cette transition soit très non-linéaire, lors d'un quench, on observe une augmentation très rapide (i.e. de l'ordre de 1-2 ms) de la résistance [29], ce qui est beaucoup plus rapide que n'importe quel disjoncteur ou système de protection existant. On a donc la garantie que la limitation est effective bien avant l'entrée en action des dispositifs de protection.

Dans son mode d'utilisation le plus simple, le limiteur est installé en série avec la partie du réseau à protéger. En opération normale, du fait de son impédance nulle, le limiteur est tout simplement transparent au passage du courant (i.e. invisible pour le réseau). Cependant, dès que le courant dépasse le courant critique, un quench est initié, et le limiteur introduit alors une impédance en série dans le réseau, ou encore entre deux réseaux interconnectés [8], limitant ainsi le courant de court-circuit de façon complètement passive et quasi-instantanée.

Les rubans à base de (RE)BCO sont souvent utilisés dans cette configuration du fait de leur faible section métallique. Grâce à cette architecture, ils présentent une résistance par unité de longueur intéressante pour la limitation des courants de court-circuit. Nous y reviendrons de manière plus détaillée dans la suite du document, mais une illustration de la structure de ces rubans est donnée à la figure 2.4.

Dans le but de protéger le ruban supraconducteur d'un échauffement excessif après un quench, les limiteurs de courant de type résistif nécessitent une impédance shunt, qui permet de détourner une partie du courant de court-circuit et réduire les pertes par effet Joule dans le rSFCL (cf. figure 2.6) [3, 83]. La mise en parallèle de l'impédance shunt permet alors

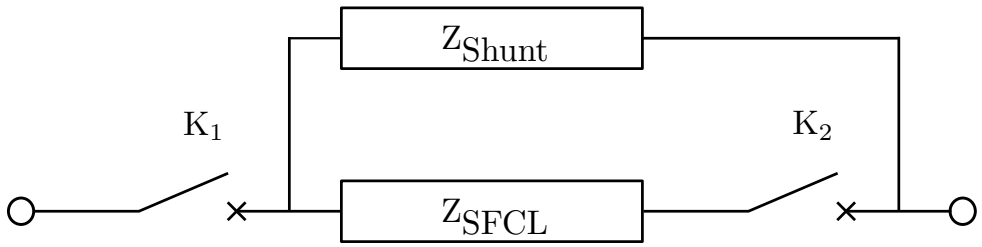


Figure 2.6 Structure du limiteur résistif avec son impédance shunt. Avec des réglages de coordination adaptés, les disjoncteurs K_1 et K_2 peuvent permettre de déconnecter le SFCL durant la phase de limitation du courant, ce qui permet de limiter les échauffements du SFCL et favorise une récupération plus rapide de l'état supracondcuteur.

de réduire la longueur de matériau supraconducteur et globalement le coût du limiteur du fait d'un niveau de tension "contrôlé" le long du ruban supraconducteur qui constitue le limiteur. Le shunt doit également être dimensionné de manière à autoriser les cycles d'ouvertures/fermetures qui permettent de ne pas isoler trop rapidement une partie du réseau sur un défaut fugitif. Les limiteurs supraconducteurs de type résistif sont en principe utilisables à des niveaux de tension élevés. À titre d'exemple, un projet de limiteur résistif à 220 kV est à l'étude en Chine [3].

En revanche, l'ajout d'une impédance shunt n'agit aucunement comme un dispositif de sécurité contre les points chauds, qui peuvent être synonymes de destruction du matériau. En effet, le niveau de tension est insuffisant dans la zone du point chaud, et ce n'est pas la lenteur de sa croissance qui va permettre d'atteindre un niveau assez élevé pour assurer la circulation du courant dans l'impédance shunt. Le problème des points chauds ne trouve sa solution que dans l'amélioration de l'architecture des rubans, et l'inhomogénéité du courant critique sur la longueur du ruban supraconducteur reste un problème majeur [84, 85].

Les effets d'un limiteur sur le réseau sont déterminés par l'évolution de la résistance du matériau supraconducteur et de l'élément shunt. On peut noter 3 phases importantes :

1. Avant le défaut : uniquement la partie supraconductrice conduit le courant. Il n'y a donc aucune résistance au passage du courant.
2. Premiers instants du défaut : le shunt comme la partie supraconductrice conduisent du courant. Les deux résistances sont en parallèles. On observe le quench du supraconducteur dans cette phase. Les effets thermiques sont ici très importants.
3. Cycles suivants : La résistance de la partie supraconductrice est considérable, le shunt

transporte la majorité du courant de court-circuit. L'évolution des effets thermiques est également très importante.

La structure hybride consiste à ajouter un interrupteur/disjoncteur en série avec la partie supraconductrice (cf. figure 2.6), ce qui permet une récupération plus rapide et évite un échauffement trop important de l'élément supraconducteur [3, 83]. On a tendance à privilégier le limiteur de courant de type résistif car il ne nécessite pas de circuit magnétique. Il présente alors l'avantage d'être plus léger et moins volumineux que son homologue de type inductif [57].

2.4.6.2 Transformateur

Les limiteurs de courant peuvent être directement intégrés dans les transformateurs en utilisant des bobinages supraconducteurs [68]. On a alors un transformateur ayant de faible pertes par effet Joule en régime normal de fonctionnement ($I < I_c$). Comme les Ampère-tours sont "gratuits", on peut augmenter leur nombre de manière à réduire la taille du noyau et globalement le volume et le poids du transformateur [68, 86]. En cas de court-circuit, le matériau supraconducteur transite vers l'état résistif, ce qui assure une limitation efficace du courant de court-circuit, à la manière d'un limiteur de type résistif. On pourrait ainsi réunir deux fonctions importantes en un seul et même appareillage. Grâce aux capacités de limitation des matériaux supraconducteurs, il pourrait être envisagé de réduire l'impédance de fuite des transformateurs pour améliorer la régulation du niveau de tension en fonction de la charge du réseau.

2.4.6.3 Transformateur en court-circuit

Ce type de limiteur se rapproche très fortement du transformateur. En effet, on utilise un transformateur dont l'enroulement primaire est branché en série sur le réseau, tandis que le secondaire est court-circuité. Cela peut être réalisé par le biais d'un bobinage supraconducteur ou d'un empilement d'un ou plusieurs tubes de matériaux massifs. Le principe de fonctionnement du limiteur s'articule autour de la variation d'impédance lors d'une transition du matériau supraconducteur. Dans le cas où des tubes supraconducteurs massifs sont utilisés, on parle de limiteur à effet d'écran. Cette appelation vient du fait que les courants induits dans le tube supraconducteur jouent le rôle d'écran et le flux est quasi-nul dans le circuit magnétique [87].

En fonctionnement normal, le secondaire du transformateur reste dans l'état supraconducteur et l'impédance est limitée à l'impédance de fuite du transformateur. En effet, le flux

créé par le primaire est compensé par celui généré par les courants induits au secondaire. Afin que le limiteur puisse être transparent vis-à-vis du réseau, il est nécessaire d'avoir un excellent couplage entre les parties primaire et secondaire. Il n'est pas forcément nécessaire que l'enroulement primaire soit supraconducteur, mais cela reste tout de même une possibilité intéressante pour réduire les pertes en régime permanent [4].

En cas de court-circuit, le courant circulant dans les enroulements supraconducteurs de la partie secondaire augmente jusqu'à dépasser le courant critique. Une transition vers l'état résistif s'amorce et l'impédance du transformateur ramenée du côté primaire augmente du fait de "l'absence" de circuit de démagnétisation. L'impédance de limitation est alors constituée de l'inductance de magnétisation mise en parallèle avec la résistance de la partie secondaire ramenée au primaire. Pour améliorer l'efficacité de la limitation, on peut également envisager une configuration avec plusieurs enroulements secondaires, de manière à avoir une augmentation de l'impédance de fuite lors d'une transition du matériau supraconducteur.

Ce type particulier de limiteur permet donc que le secondaire ne soit pas directement connecté au réseau, donc il n'est pas soumis à la pleine tension. L'utilisation de cette topologie de limiteur présente aussi un autre intérêt. En effet, il n'y a pas besoin d'amenées de courant pour le secondaire, d'où des pertes cryogéniques moins élevées [4]. Autre avantage de ce type de configuration : le fait que l'on puisse intervenir sur le rapport $\frac{X}{R}$ en "réglant" la valeur des composantes inductive et résistive.

2.4.6.4 Limiteur inductif

Cette configuration de limiteur est basée sur deux enroulements supraconducteurs couplés magnétiquement mais possédant des courants critiques différents [88]. Ainsi, l'enroulement ayant le plus faible courant critique développera une résistance lors d'un court-circuit. Cette résistance viendra déséquilibrer la répartition du courant entre les deux inductances et permettra l'insertion d'une impédance en série avec le réseau. L'avantage de ce système réside dans la plus grande linéarité de l'inductance lors d'un court-circuit, son poids et son volume réduits par rapport à un modèle utilisant un noyau ferromagnétique. Cependant, la valeur de l'inductance insérée dans le réseau est "faible".

L'utilisation d'un circuit ferromagnétique permet d'améliorer le couplage des enroulements et revient reproduire la configuration ci-dessus. Cela augmente l'inductance en cas de

court-circuit et permet un découplage thermique des enroulements, mais le poids et le volume sont alors beaucoup plus importants par rapport aux limiteurs résistifs, surtout en présence du circuit magnétique [4, 82].

2.4.6.5 Limiteur à noyau saturable

Le limiteur de courant de court-circuit à noyau saturable fonctionne sur le principe d'une inductance qui varie avec le niveau de saturation de son circuit magnétique [4, 3]. En effet, l'inductance voit sa valeur diminuer lorsque le circuit magnétique est saturé et, inversement, elle augmente lorsque ce dernier n'est pas saturé. Ce limiteur utilise donc un enroulement supraconducteur alimenté par un courant continu qui permet de produire un champ magnétique assez élevé pour saturer le circuit magnétique de manière à ce que seuls des courants élevés du côté AC puissent désaturer le circuit magnétique et, par conséquent, augmenter la valeur de l'inductance (voir figure 2.7).

Les enroulements AC pourraient être supraconducteurs, mais cela aurait un impact important sur le coût d'un tel appareillage, avec une quantité de matériau supraconducteur beaucoup plus importante et un système cryogénique plus complexe et de puissance plus élevée pour compenser les pertes AC. Les fils supraconducteurs utilisés pour l'enroulement DC de ce type de SFCL sont à base de ruban supraconducteur dit de première génération, donc des rubans composés d'une multitude de filaments de BSCCO noyés dans une matrice d'argent, ce qui en fait de mauvais candidats pour la limitation du courant du fait de leur section métallique importante qui nécessiterait de très grandes longueurs de fil. En revanche, ils sont parfaits pour une utilisation en DC.

Ce type de limiteur, malgré un poids et un encombrement important (par rapport au limiteur résistif) présente l'avantage de ne pas reposer sur un "quench" du matériau supraconducteur. Il peut donc être remis en service immédiatement puisque son temps de récupération est nul. Les niveaux de tensions peuvent être assez élevés et atteignent désormais 220kV [89]. Des projets de limiteur inductif à 500 kV basés sur cette architecture sont lancés en Chine [3].

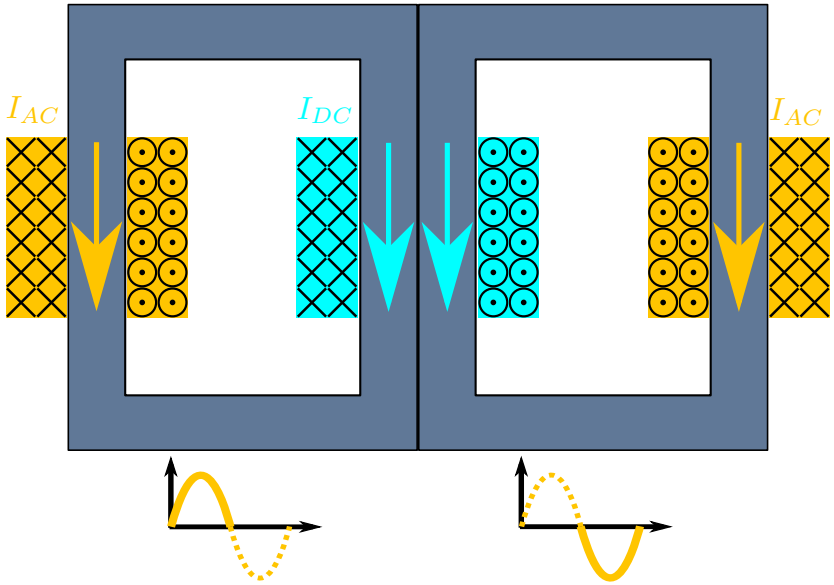


Figure 2.7 Structure du limiteur à noyau saturé. Les enroulements DC saturent les noyaux ferromagnétiques. Deux enroulements AC sont utilisés pour limiter respectivement les demi-alternances positives et négatives.

2.4.7 Intégrations des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs dans les réseaux

2.4.7.1 Emplacements possibles

L'emplacement idéal d'un limiteur de courant de court-circuit n'est pas encore parfaitement défini et dépend beaucoup de la structure du réseau dans lequel on veut l'insérer. Certains emplacements intéressants et communs à tous les réseaux se démarquent tout de même. L'optimisation de l'endroit exact pour installer un limiteur, ainsi que la détermination des composantes inductives et résistives, se font essentiellement au cas par cas [90, 91, 92].

Protection des alternateurs/transformateurs Si le SFCL est dédié à la protection d'un transformateur ou d'un générateur, celui-ci doit se placer le plus près possible de l'appareillage à protéger. Si on intègre cette approche directement à la conception d'un nouveau poste ou d'une nouvelle centrale de production, le dimensionnement du réseau aval (tenue mécanique, échauffement, pouvoir de coupure, impédance de transformateur, etc.) pourra être fait en fonction du courant limité, et non du courant présumé de court-circuit. Cet emplacement peut également être profitable lors de l'insertion de nouvelles sources d'énergie, en limitant la

contribution à un seuil ne nécessitant pas le remplacement des appareillages du poste [2, 8], notamment les disjoncteurs.

Amélioration des interconnexions Dans le cas de réseaux existants, la réalisation du couplage de jeux de barres par un SFCL permettrait d'améliorer le couplage des réseaux qui, en temps normal ne pourrait pas être réalisé du fait d'un courant de court-circuit trop important [8]. Ce type de liaison permet une meilleure répartition de puissance et une plus grande disponibilité de l'énergie (meilleure relève). Dans ce cas précis, si un court-circuit apparaît sur un des jeux de barres, le limiteur devra présenter une très forte impédance de manière à découpler rapidement la portion en défaut et garder un niveau de tension acceptable dans la zone saine.

Sur un départ de ligne L'insertion d'un SFCL sur un départ de ligne permet, en cas de court-circuit en aval du limiteur, de réduire la chute de tension sur le jeu de barres concerné, ce qui n'est pas le cas si le SFCL est placé en tête du poste source. Cette configuration permet une plus grande disponibilité de l'énergie pour les autres départs, mais elle nécessite autant de SFCL que de départs, ce qui peut s'avérer coûteux [8, 82].

2.4.7.2 Tension transitoire de rétablissement

La tension transitoire de rétablissement (TTR) dépend essentiellement des composantes inductive et capacitive du réseau lors des régimes transitoires. La TTR peut imposer des tensions transitoire à fronts très raides (quelques kV/μs) aux bornes des disjoncteurs. Si la valeur de la TTR excède la valeur de la tenue diélectrique de la chambre d'arc du disjoncteur, il se pourrait que ce dernier n'assure pas son rôle (réamorçage) et n'isole pas correctement la portion en défaut.

Selon le type de limiteur (résistif ou inductif), la TTR sera affectée de différentes manières. L'utilisation d'un limiteur de type résistif permet un amortissement rapide et donc une diminution des contraintes imposées aux disjoncteurs. Le limiteur inductif allonge la durée du régime transitoire mais permet une diminution de la pente de la TTR. Dans tous les cas, lorsque l'on planifie l'intégration d'un limiteur en réseau, il est nécessaire de vérifier par simulation la tension aux bornes des disjoncteurs de manière à éviter les problèmes de réamorçage et de non-coupure du réseau.

2.4.7.3 Stabilité

Il est important de noter que la présence de SFCLs permet, dans la majorité des cas d'étude, d'améliorer la stabilité transitoire du réseau en cas de court-circuit[90, 93, 94]. La stabilité est plus facile à conserver pour un réglage rapide du déclenchement des protections. Cependant, les temps d'ouverture sont également conditionnés par d'autres facteurs, tels que le passage à zéro du courant (que l'on peut "rater"), la coordination des dispositifs de protection, l'intensité du courant de court-circuit. Il est donc nécessaire de prendre en compte ces paramètres pour le réglage des relais.

2.4.7.4 Schémas de protection et coordination

Selon le CIGRE, les effets sur les systèmes de protection lors de l'insertion des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs dans les réseaux ne sont encore que trop rarement étudiés [2].

L'intégration des SFCLs influence les systèmes de protections de différentes manières en fonction du type de SFCL utilisé, du type de protection, de la configuration du réseau, de l'emplacement du SFCL, etc. Dans le cas d'un nouveau réseau, comme dans le cas d'un réseau existant, la prise en compte de la caractéristique non-linéaire du SFCL doit influencer et dicter les réglages des protections. De façon générale, les questions que posent l'implantation d'un SFCL dans un réseau électrique sont :

— Quelle influence ont les SFCLs sur les schémas de protections et la coordination ?
— Le système de protection actuel peut-il être conservé ? Dans la négative, quelles sont les modifications à apporter ?

Protection de surintensité La protection de surintensité (50/51) est une des plus simples et des plus utilisées pour détecter les courts-circuits [95]. Elle permet d'assurer, par réglage, une certaine sélectivité ainsi qu'une possible coordination. Dans l'idéal, ce type de protection permet d'isoler la zone problématique au plus près du défaut pour réduire le nombre de clients affectés. Si la présence des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs a un impact très positif sur la durée de vie des appareillages, leur présence peut avoir un impact sur le fonctionnement des protections de surintensité. En effet, la détection des défauts est actuellement basée sur des courants de court-circuit très élevés, et la limitation du courant de court-circuit peut perturber le fonctionnement des relais de commande des appareillages de protection [17]. Les relais possèdent à la fois une fonction instantanée et une fonction temporisée.

Il peut s'avérer intéressant d'ajouter une impédance shunt au limiteur. Cela permet de protéger le limiteur en réduisant le courant qui le traverse mais aussi de "régler" le courant de court-circuit, ce qui reste un aspect intéressant d'un point de vue protection. En effet, une fois le limiteur déclenché, la majeure partie du courant transite par l'impédance shunt. Cela pourrait également autoriser des durées de court-circuit plus importantes, ce qui peut se révéler avantageux pour éliminer les défauts fugitifs à l'aide de disjoncteurs-réenclencheurs [3].

Fonction 50 : Surintensité instantanée Lorsque la valeur du courant de court-circuit dépasse le seuil de réglage de la fonction instantanée, le relais donne instantanément l'ordre d'ouverture au disjoncteur. Cela permet d'avoir une isolation du défaut très rapide en cas de violent court-circuit. On limite ainsi les effets dévastateurs du courant sur les différents appareillages qui constituent le réseau. La sélectivité peut être assurée avec des seuils de déclenchement différents [95]. L'insertion d'un limiteur de courant dans le réseau, quelque soit son type, nécessite d'adapter le seuil à partir duquel les protections sont déclenchées. En effet, si la valeur de réglage du réseau sans SFCL est conservée, le risque de problème de non-détection (et/ou de non-déclenchement) est important [17]. Le réglage de cette valeur de seuil est dépendante du type de limiteur et de sa réponse caractéristique dès les premiers instants du défaut (1er cycle). Le réglage s'effectue donc au cas par cas et nécessite une évaluation fiable du courant de court-circuit présumé en toutes circonstances. La coordination des dispositifs de protection peut être réalisée à partir de seuils de courant différents pour les relais de protection du réseau. On règle alors les seuils de déclenchement des relais à des niveaux qui sont de plus en plus élevés au fur et à mesure que l'on se rapproche de la source. Cela permet de déconnecter le défaut au plus près de la charge pour minimiser les clients affectés.

Fonction 51 : Surintensité temporisée La fonction de surintensité temporisée autorise à la fois la coordination et la sélectivité [18]. On peut trouver deux types de temporisation :

- Temporisation fixe, qui est indépendante de la valeur du courant de défaut
- Courbe de temps inverse, où la temporisation est variable et dépend de la valeur du courant de court-circuit (plus le courant est élevé, plus le temps de déclenchement est court)

Le principe de coordination qui utilise des temporisations fixes est basé sur une ouverture successive des disjoncteurs en partant de la charge vers la source. Ce type de coordination impose des délais pour la coordination des protections et doit être utilisé avec parcimonie car les temps de déclenchement sont de plus en plus important au fur et à mesure que l'on se

rapproche de la source [95], délais qui sont d'ailleurs imposés quel que soit l'endroit du défaut. Un défaut proche de la source qui génère des courants de court-circuit très élevés ne sera éliminé qu'après un temps "t" imposé par ces délais, ce qui peut être très dommageable pour les machines, les lignes, les transformateurs, etc. De ce point de vue, l'utilisation de courbes de déclenchement de type temps inverse est donc préférable. Le changement de courbes peut s'avérer nécessaire car la présence du limiteur de courant induit un délai supplémentaire dans le processus de détection du défaut [17]. On peut jouer sur le seuil de courant mais aussi sur le multiplicateur temporel (time dial). Une fois de plus, les réglages devront être effectués au cas par cas, en fonction du type de limiteur. La flexibilité des relais numériques devrait cependant faciliter les réglages pour l'intégration des SFCLs.

Disjoncteur-réenclencheur Dans le cas d'une protection de surintensité, la coordination entre le relais et le recloser doit être revue pour prendre en compte la présence du SFCL et, le cas échéant, permettre au disjoncteur (ou fusibles) d'isoler la zone défaillante. En effet, en cas de court-circuit, la détection du défaut peut ne pas s'effectuer correctement et le blocage du recloser ne sera pas effectué, ce qui pourrait provoquer des dégâts sur le limiteur et/ou les appareillages du réseau [96]. Afin de rétablir le bon fonctionnement du système, on peut jouer sur le time dial et sur le seuil de courant. Il est également nécessaire de prendre en compte un certain temps de récupération des propriétés supraconductrices pour ne pas endommager le limiteur, ce qui concerne principalement les limiteurs de type résistif, surtout si ces derniers ne sont pas accompagnés d'une impédance shunt.

Fonction 21 : Protection de distance

Principe La protection de distance repose sur le principe de l'évaluation de l'impédance ou de l'admittance de la boucle de défaut [95]. On obtient ces valeurs à partir des mesures de tension (PTs) et de courant (CTs) sur un demi-cycle :

$$Z = \frac{V}{I} \text{ ou } Y = \frac{1}{Z}. \tag{2.1}$$

De cette manière, on peut déterminer une valeur d'impédance critique pour laquelle le relais devra ordonner le déclenchement des disjoncteurs. On définit généralement plusieurs zones d'impédance dans le plan complexe $R + jX$ (voir figure 2.8) pour laquelle le relais devra déclencher instantanément ou avec un délai plus ou moins long. Ces différentes zones, appelées aussi gradins, autorisent une certaine coordination du système de protection ainsi qu'une protection de secours avec le recouvrement des zones (voir figure 2.8). Ainsi, la zone

1, qui protège typiquement 80 % de la ligne, doit permettre un déclenchement aussi rapide que possible compris entre 4 et 6 cycles. La zone 2, qui sert de secours à la zone 1, couvre généralement 120 % à 140 % de la ligne, et est retardée par rapport à la zone 1, avec un déclenchement compris entre 20 et 30 cycles. Enfin, la zone 3 suit le même principe de délai par rapport à la zone 2 et couvre généralement 150 % à 200 % de la zone de défaut avec un déclenchement compris entre 50 et 60 cycles. Le gradin 3 peut comporter un offset pour assurer une visibilité vers l'arrière [95].

Afin d'assurer le bon fonctionnement des relais de protection, la variation de l'impédance du limiteur doit être prise en compte lors de la configuration du relais de distance. Si la zone de déclenchement ne prend pas en compte l'impédance ajoutée par le limiteur lors d'un court-circuit, le défaut ne sera pas vu par les différents gradins du système de protection distance. Il peut éventuellement être vu par les grands gradins mais la durée du défaut serait alors bien trop longue (50 à 60 cycles), et les risques de dommages sur les appareillages sont trop importants.

Le réglage des protections de distance sur les lignes peut s'avérer délicat, car le courant de court-circuit à l'extrémité de la ligne est très différent du cas où le court-circuit a lieu en

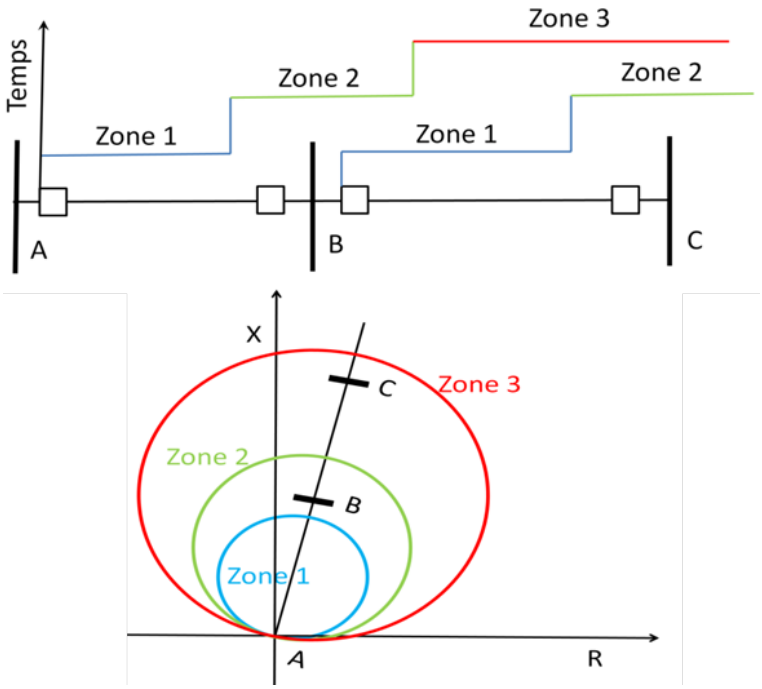


Figure 2.8 Illustration de la protection de distance (51).

début de ligne. Cela aura un impact sur la réponse du limiteur et son impédance vue par le relais.

Transformateurs de courant et de tension L'emplacement du SFCL par rapport à ceux des transformateurs de courant (CT) et des transformateurs de tension (PT) est très importants. Selon l'emplacement du SFCL par rapport aux points de mesure des tensions et des courants, l'impédance du SFCL pourrait induire le relais en erreur et faire paraître un défaut plus éloigné qu'il ne l'est réellement [97]. En effet, dans le cas ou le PT est placé en amont du SFCL, on mesure l'impédance de ce dernier plus celle de la ligne. Pour améliorer la sensibilité en cas de court-circuit en présence d'un SFCL, il serait envisageable d'augmenter la taille de la zone de détection pour que celle-ci englobe l'impédance du SFCL. Le problème se pose en cas de forte charge, où l'on pourrait atteindre le troisième gradin (notamment sur les lignes très longues) et déclencher les protections. Dans ce cas, il serait nécessaire que le PT soit placé "après" le SFCL en étant "dirigé" vers la zone à protéger. On ne mesurerait ainsi que l'impédance de la zone en défaut. Cela poserait tout de même des problèmes d'évaluation de l'impédance pour la vue arrière [1]. L'emplacement du SFCL par rapport aux CTs et PTs pour la protection de distance est donc un problème.

L'impédance des SFCLs étant variable selon le niveau de courant de court-circuit, comment doivent être définies les zones ? La protection de distance doit-elle être abandonnée au profit d'un schéma utilisant uniquement des fonctions de surintensités pour le déclenchement des protections ? Peut-on envisager l'utilisation de la mesure d'impédance uniquement couplée à un élément directionnel pour assurer une fonction de blocage des protections dans le but d'améliorer la coordination ? Le déclenchement des protections resterait alors basé sur les fonctions de surintensité. Toutes ces questions demeurent à être étudiées plus à fond.

Fonction 67 : Élément directionnel La protection directionnelle permet de détecter si la direction dans laquelle circule le courant est la bonne ; elle est généralement associée aux fonctions 50, 51 et 21. Elle permet d'améliorer la sureté et la fiabilité de fonctionnement des protections citées en évitant le déclenchement intempestif de zone saine du réseau. En effet, lors d'un défaut, le courant doit impérativement circuler du disjoncteur vers la zone à protéger et non l'inverse. La direction est évaluée à l'aide du déphasage entre les courants et les tensions continuellement mesurés par les CTs et les PTs. L'insertion d'un SFCL ne devrait pas perturber l'évaluation de la direction en cas de court-circuit dans la zone à protéger.

Fonction 87 : Protection différentielle La présence des SFCLs ne devrait pas avoir d'impacts majeurs sur le fonctionnement des protections différentielles. En effet, en dehors d'une fuite de courant sur l'appareillage en lui-même, qui serait alors provoquée par une défaillance du SFCL, ce dernier ne devrait pas générer de différences entre les courants entrants et sortants de la boucle contrôlée, donc pas de faux-positif qui engendrerait un déclenchement intempestif.

2.4.8 Aspects et paramètres importants pour l'insertion des SFCLs dans les réseaux

2.4.8.1 Fiabilité et maintenance

Les composants installés dans les réseaux (e.g. générateurs, transformateurs, lignes, disjoncteurs) sont globalement très fiables. Pour envisager la commercialisation et l'installation de SFCLs à grande échelle, ceux-ci doivent être tout aussi fiables et posséder des intervalles de maintenance similaires. Un monitoring permanent de leur état permettrait aussi de planifier des périodes de maintenance préventive. Dans tous les cas, intervenir sur les SFCLs nécessiterait une modification temporaire de la topologie du réseau, ce qui nécessite d'avoir une possibilité de court-circuiter le limiteur supraconducteur sans que les courants de courts-circuits, si le cas se présente, n'atteignent des valeurs critiques en absence de limiteur.

L'installation de limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs impose, en plus du dispositif lui-même, l'utilisation de matériel et de technologies peu connus des ingénieurs réseaux, tels que les cryostats et les cryogénérateurs. Ces deux dispositifs sont utilisés depuis plusieurs années dans diverses applications (médicales, alimentaires, etc.). Il n'est plus nécessaires de démontrer leur efficacité et leur fiabilité et ils ne devraient pas poser de problèmes majeurs de maintenance et de conception.

À ce titre, il est important d'avoir une redondance des systèmes cryogéniques pour privilégier la fiabilité et éviter de mettre hors-ligne le limiteur pour un défaut de refroidissement ou pour une simple maintenance du crycooler. Il est aussi bon de rappeler que, dans les faits, rien n'est plus rapide qu'un refroidissement dans un bain d'azote liquide, qui peut simplement être stockée dans un réservoir. On peut même envisager de ne pas avoir de cryocooler et simplement remplir le réservoir périodiquement avec un camion. Cette approche est d'ailleurs utilisée par les Allemands dans leur projet Ampacity.

2.4.8.2 Caractéristiques du limiteur et intégration dans le réseau

De nombreux éléments doivent être pris en compte pour planifier l'intégration d'un SFCL dans un réseau électrique. La liste non exhaustive qui suit répertorie une partie des points les plus importants à considérer, notamment au niveau des dispositifs de protection, et des caractéristiques réseau qui permettent de dimensionner le limiteur :

- Durée maximale du défaut supporté par le limiteur.
- Tension maximale aux bornes du rSFCL.
- Rapport X/R (SFCL plutôt inductif, plutôt résistif ou une combinaison des deux.)
- Durée maximale du défaut en fonction de la valeur du courant limité.
- Architectures et types de rubans supraconducteurs.
- Température de fonctionnement.
- Seuil de courant pour le déclenchement du limiteur et des protections.
- Limiteur réglable/non-réglable.
- Comportement du limiteur pendant le premier cycle pour la protection instantanée.
- Allure du courant limité en fonction du temps (mise en service, constance, effet thermique, harmoniques.).
- Valeur des résistances et inductances du limiteur et valeur X/R de la boucle de défaut pour la protection distance (21).
- Temps de récupération de l'état supraconducteur après une phase de limitation.
- Capacités de limitation compatible avec les disjoncteurs réenclencheurs (dépend de la thermique, de la température atteinte et du système de refroidissement).
- Le SFCL doit pouvoir supporter le défaut assez longtemps pour permettre la coordination des dispositifs de protection.
- Que se passe-t-il si le premier niveau de protection ne fonctionne pas ? Les durées de court-circuits étant généralement plus élevées avec les protections de secours.
- Les SFCLs doivent pouvoir laisser passer certains régimes transitoires
  - Démarrage moteur, branchement de transformateurs.
  - Alimentation de bancs de condensateurs.
- S'il n'est pas possible de tolérer le transitoire normal de l'appareil, il faudrait alors privilégier un démarrage/une alimentation en "douceur".

2.4.9 Projets de SFCLs à travers le monde

Si l'on observe les tableaux B.1 et B.2 présentés à l'annexe B, on peut voir que les efforts de R&D récents se concentrent sur les SFCL de type résistif et les SFCL de type

inductif à noyau saturé avec un faible taux de retour d'information après leur installation. Il est possible de se référer à la section 2.4.6, où l'on trouve le descriptif propre à chaque type de limiteur, pour y voir que les deux technologies présentent des avantages et des inconvénients bien distincts ce qui, en fonction de l'application, peut orienter le choix vers un type de SFCL plutôt que l'autre. Les dispositifs à base d'interrupteurs statiques ne sont pas privilégiés du fait de leur faible niveau de tension de fonctionnement et semblent être abandonnés pour les derniers prototypes testés.

2.5 Modélisation des rSFCL dans le cadre d'une utilisation dans un logiciel de réseaux électriques

Cette thèse ne concerne que les SFCL de type résistif (noté rSFCL). Ainsi, la limitation du courant de court-circuit est donc basée sur la transition du matériau supraconducteur vers l'état résistif par dépassement du courant critique I_c. Le modèle utilisé ici se base sur l'architecture des rubans supraconducteur de 2ème génération, tel qu'illustré à la figure 2.4, mais sa souplesse autorise la modélisation. Grâce â la faible épaisseur des couches métalliques qui le composent, tout au plus quelques microns d'argent et jusqu'à une vingtaine de microns de cuivre, ce type de ruban est parfaitement adapté au limiteur de courant de type résistif.

Cette section résume brièvement l'état de l'art de la modélisation des rSFCLs. On s'intéresse plus particulièrement à des modèles utilisés dans des logiciels de réseaux électriques en régime transitoire tels que EMTP-RV, Matlab-Simulink, etc. Il existe une grande variété de modèles, dont certains sont passés en revue ici. Il en va de la simplification extrême du comportement et du fonctionnement du limiteur, jusqu'à des modèles électro-thermiques plus complexes qui prennent en compte une partie de la physique du rSFCL.

2.5.1 Modèle de type R(t)

Le rSFCL est ici représenté par une simple variation temporelle de la résistance. Plus précisément, la résistance passe linéairement de 0 à une valeur constante R_{Lim} dans un temps t compris entre 1 et 2 ms (typique des rSFCL), tel qu'illustré à la figure 2.9 [2]. Ce type de modèle ne prend donc pas en compte la caractéristique V-I du matériau supraconducteur, et encore moins la dépendance en température de la résistivité des matériaux qui le composent.

De par ces hypothèses simplificatrices, ce type de modèle retourne donc des résultats très approximatifs vis à vis de la physique et du comportement du limiteur. Cela n'est pas

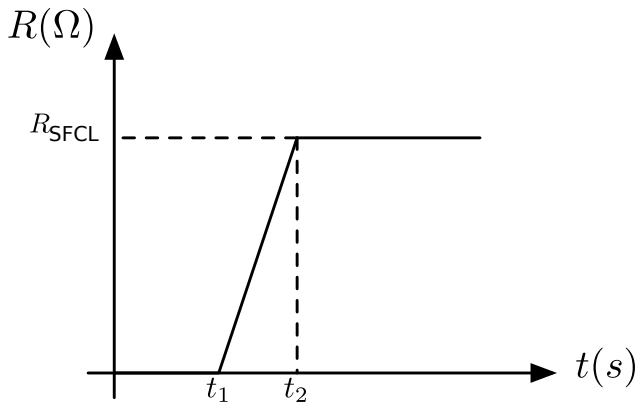


Figure 2.9 Illustration de la modélisation d'un limiteur sous la forme R(t).

sans impact sur les résultats observés au niveau du réseau électrique et cela peut introduire des erreurs importantes dans la réponse en régime transitoire par rapport à un modèle plus complet [2]. On citera notamment l'instant de mise en service du limiteur, qui doit être choisi avec soin. En effet, comme ce dernier est fixé, il ne dépend donc plus de la forme du régime transitoire, et encore moins du courant qui traverse le rSFCL. Il est donc délicat d'adapter ce genre de modèle à tous les régimes transitoires que l'on peut rencontrer dans les réseaux électriques, dont les formes d'ondes, les amplitudes de courant et les durées sont très variables, allant de quelques microsecondes pour la foudre à plusieurs secondes/minutes pour un démarrage moteur.

2.5.2 Importance de la modélisation électro-thermique

Selon les observations faites au paragraphe précédent, la dynamique électro-thermique du ruban supraconducteur doit alors être modélisée de façon à observer une réponse transitoire correcte vis-à-vis des phénomènes physiques qui entrent en jeu, quel que soit le courant qui circule dans le rSFCL. Il convient alors de développer un modèle qui prend en compte le couplage entre les pertes liées à la transition du matériau supraconducteur vers l'état résistif, donc la déviation du courant dans les couches métalliques du ruban, et l'indissociable élévation de la température, d'où les modèles qui prennent en compte le couplage des deux phénomènes physiques.

Ce type de modélisation a déjà fait l'objet de recherche et divers modèles existent dans la littérature. Il est à noter que l'analogie entre les phénomènes thermiques et la résolution des problèmes électriques est largement utilisée dans le cadre de simulation dans un environnement de type logiciel de réseaux électriques en régime transitoire. Comme cela est détaillé

dans la section 3.3, cette analogie permet de modéliser les aspects liés à la diffusion de la chaleur et l'élévation de la température du rSFCL dans un environnement de simulation "tout électrique".

2.5.3 Technique de l'homogénéisation du ruban supraconducteur

En ce qui concerne les propriétés électriques du modèle, celle-ci diffèrent du modèle présenté ci-dessus (section 2.5.1) avec la prise en compte de la résistivité du matériau supraconducteur. On utilise alors une relation E-J non linéaire appelée loi de puissance, très souvent utilisée pour définir les matériaux supraconducteurs à haute température critique :

$$\rho_{LP}(J) = \frac{E_c}{J_c}\left(\frac{|J|}{J_c}\right)^{n-1} . \tag{2.2}$$

Cette dernière peut être mise en parallèle avec la résistivité à l'état normal (voir figure 2.10), ce qui permet de définir la résistance totale du supraconducteur . À cela, il faut ajouter les différents matériaux métalliques ou autres qui composent le rSFCL, comme cela est illustré à la figure 2.4 qui présente, à titre d'exemple, une architecture classique de ruban de (RE)BCO.

En ce qui concerne les aspects thermiques, la technique d'homogénéisation consiste à considérer que le ruban supraconducteur est isotherme. Cette hypothèse se base principalement sur la faible épaisseur des rubans supraconducteurs disponibles sur le marché (tout au plus quelques dizaines ou centaines de microns). Cela permet une montée en température rapide du ruban, de l'ordre de 1 à 2 ms [8], et relativement uniforme, avec de faibles écarts de température dans l'épaisseur du ruban. On considère alors une capacité thermique unique que l'on va homogénéiser, c'est-à-dire qui prend en compte l'ensemble des matériaux pondérés par des coefficients proportionnels à leurs volumes réels.

Avec une telle hypothèse, il est possible de "fusionner" les différents matériaux du ruban pour n'obtenir qu'une seule résistivité équivalente. Ainsi, en connaissant les caractéristiques du ruban supraconducteur à modéliser, on peut obtenir la résistance équivalente de ce dernier, qui dépend alors des valeurs de courant qui y circule et de la température atteinte à l'instant t. Il devient alors possible de calculer les pertes lorsque le limiteur transite vers l'état résistif, et le couplage avec la thermique est donc parfaitement réalisable. L'évaluation de la température permet aussi d'utiliser des courbes de résistivité non-linéaire pour les différents matériaux, ce qui permet de s'approcher un peu plus près du comportement réel du rSFCL.

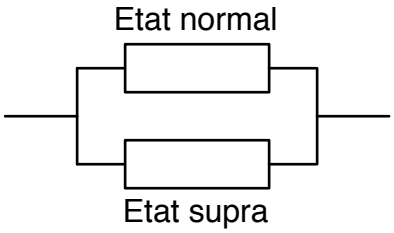
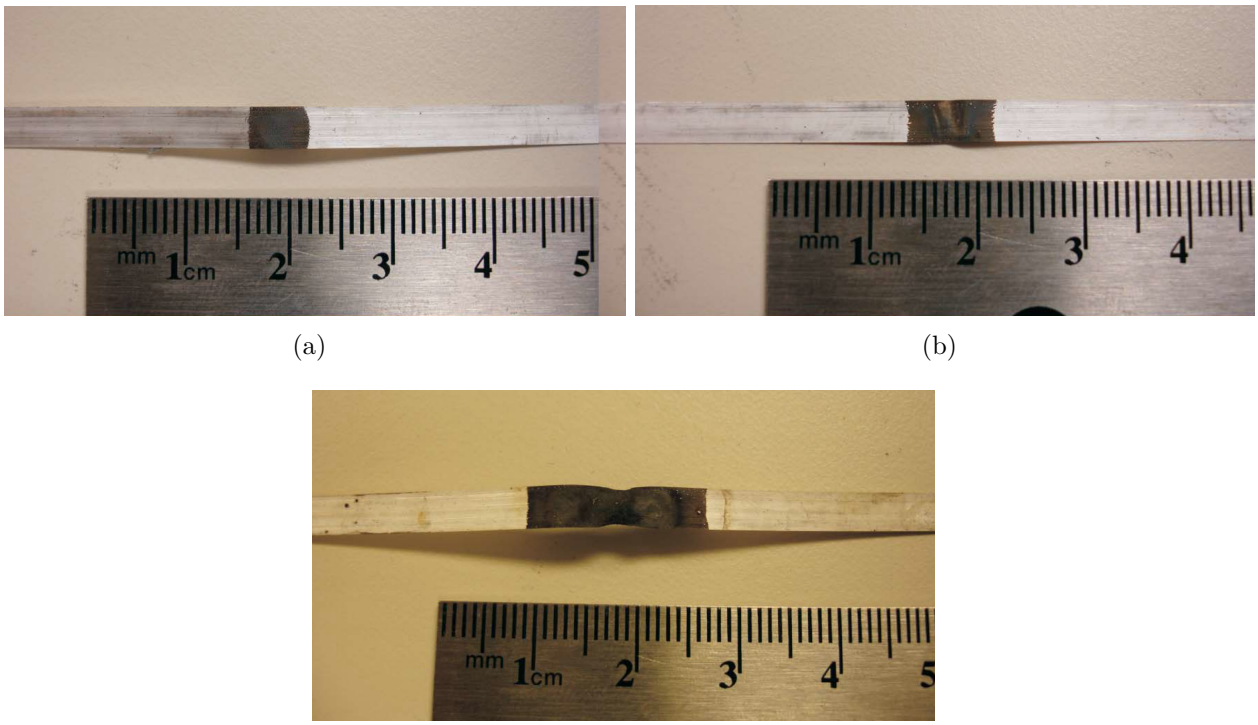


Figure 2.10 Illustration de la modélisation de la résistance du matériau supraconducteur. On peut distinguer la résistance qui modélise l'état supraconducteur (loi de puissance, ρ_{LP}), et la résistance qui modélise l'état normal ($\rho_N(T)$).

Du fait que l'on considère une transition de l'ensemble du conducteur (uniformisation), qui fait donc fi des inhomogénéités de courant critique dans la longueur du ruban supraconducteur de deuxième génération (type (RE)BCO), ce type de modèle est plus particulièrement adapté à des valeurs de courant de court-circuit plusieurs fois supérieures au courant critique, où il présente alors des résultats assez fiables[5, 11, 12, 98].

Pour pallier à ce problème et mieux représenter la réalité, une évolution de ce modèle consiste à connecter en série (uniquement électriquement) plusieurs de ces "blocs" homogènes en leur affectant des courants critiques différents, de manière à avoir un échantillon qui respecte une distribution statistique typique des rubans (RE)BCO [7, 8]. De cette façon, il est possible d'avoir une modélisation et des résultats plus fidèle à la réalité. Ce type de modèle néglige souvent les capacités de refroidissement et les simulations sont réalisées dans des conditions adiabatiques. Si cela est une fois de plus valable pour des courants importants devant I_c, nous verrons que le refroidissement joue un rôle important dans la dynamique du quench (cf. section 4).

Selon les mesures effectuées sur les rubans de (RE)BCO, il ressort qu'ils sont caractérisés par une inhomogénéité avec des variations de courant critique sur la longueur du ruban de l'ordre de $\pm 20\%$ autour d'une valeur moyenne [7, 8]. Ces inhomogénéités génèrent localement des points chaud, c'est à dire que les endroits où I_c est le plus faible sont susceptibles de chauffer jusqu'à la destruction du ruban supraconducteur. En effet, bien que le courant puisse être inférieur au courant critique moyen, ces zones plus faibles peuvent localement passer à l'état résistif. La faible vitesse de propagation du front de chaleur [14, 84, 85] ne permet pas à cette zone normale de se propager le long du ruban, et l'effet reste local et ne s'étend que sur quelques millimètres (voir figure 2.11).



(a) (b)

(c)

Figure 2.11 Photographies de rubans supraconducteurs (RE)BCO détruits à cause d'un point chaud. On peut constater la faible étendue des dégats. Les effets d'un point chaud restent sont donc locaux, même lorsque l'échauffement est très important (cf. déformations du ruban en (b) et en (c)).

En ce qui concerne la modélisation, il est nécessaire de travailler sur la caractérisation des rubans supraconducteurs dans une phase préliminaire. En effet, l'amplitude des variations de la densité de courant critique dans les rubans dépend fortement de l'échelle de mesure. Des mesures effectuées par T. Kiss *et al* [99] montrent que la densité de courant critique est très variable à petite échelle (ici 1 mm) avec des variations de densités de courant critiques qui varie de -26% à +50% autour de la valeur moyenne. Notons que la valeur "moyenne" a été obtenue en mesurant I_c pour la totalité des 10 m de l'échantillon de test. Si les inhomogénéités de I_c ont été effectivement observées sur la longueur du ruban, ce phénomène est également présent dans la largeur du ruban [8].

Selon les résultats de caractérisation locale des rubans supraconducteurs à une échelle millimétrique [8, 100, 101], mais aussi des résultats de mesures magnéto-optiques qui permettent de descendre à des échelles micrométriques [102], la densité de courant critique varie sur de très faibles longueurs, si faible que l'ordre de grandeur de la variation spatiale de I_c

pourrait atteindre la taille d'un grain de (RE)BCO, soit tout au plus quelques dizaines de microns [50]. Il est encore difficile de déterminer à quelle échelle "spatiale" doivent être caractérisées les inhomogénéités de courant critique, mais aussi dans quelle mesure les modèles de ruban supraconducteur doivent être fidèle à ces variations dans le cadre d'une utilisation de type limitation de courant de court-circuit.

2.5.4 Évolution des modèles électro-thermiques de rSFCL

L'utilisation d'une analogie électro-thermique s'est généralisée et on trouve dans la littérature des modèles de rSFCL qui prennent en compte des phénomènes plus locaux. On pourra notamment citer les travaux de W. T. B. de Sousa et al [10, 11, 12], qui traite de la diffusion de chaleur en 1-D dans l'épaisseur du limiteur. Ses travaux concerne un rSFCL constitué d'un shunt métallique soudé sur du BSCCO massif et renforcé à l'aide de fibre de verre.

Les essais montrent que le modèle est assez fidèle aux expériences réalisées et donc que la modélisation thermique à partir d'un réseau de dipôles RC est plutôt bien adaptée. Les temps de simulation sont aussi raisonnables, avec des durées de simulation de l'ordre de la dizaine de minutes. D'autres groupes de recherche ont travaillé sur l'implémentation des transferts de chaleur dans la longueur du ruban dans l'environnement Matlab-Simulink [7]. Les deux approches séparées ne permettent pas de modéliser les points chauds qui, comme cela est montré dans la partie 3.5.2, nécessite la prise en compte d'au moins deux dimensions pour les transferts de chaleur et la répartition du courant (longitudinal et transversal).

2.5.5 Les points chauds : Quelles sont les améliorations possibles ?

La présence d'inhomogénéités de densité de courant critique dans les conducteurs déposés (RE)BCO est un fait avéré [6]. En dehors d'améliorations éventuelles des couches tampons et du processus de dépôt en lui-même, qui favoriseraient une meilleure orientation des grains et une homogénéisation des joints de grain, il n'est que difficilement possible d'espérer une densité de courant critique plus homogène dans les couches minces et les conducteurs de (RE)BCO. En revanche, il est tout a fait envisageable de travailler sur l'architecture du ruban, de manière à apporter une solution locale au phénomène de point chaud.

La première technique consiste à augmenter l'épaisseur de la couche shunt qui, en plus

de l'argent, peut être complétée par du cuivre ou un autre métal (Acier C316L par exemple). Cet apport de matière sur le ruban permet notamment de réduire la résistance électrique locale dans la zone d'un éventuel point chaud (cuivre et/ou argent), et donc les pertes par effet Joule dans la région du point chaud. De plus, on ajoute également de la masse thermique locale (plus encore avec l'acier C316L), et ces deux améliorations ont pour effet de réduire les échauffements locaux et donc de diminuer les risques de destruction du ruban supraconducteur par fusion. Si l'augmentation de l'épaisseur du ruban permet de réduire les risques liés aux points chauds, elle ne facilite aucunement leur détection, car le champ électrique qui se développe au point chaud est même plus faible qu'avant la stabilisation. Autre point qui ne plaide pas en la faveur de cette technique, à résistance égale, la longueur de ruban supraconducteur nécessaire à la fabrication du limiteur peut augmenter de façon importante.

Il est alors judicieux et intéressant d'améliorer la propagation de la zone normale. En d'autres termes, on veut étendre la zone du point chaud, et en faciliter la détection, par le développement d'une tension plus importante, du fait de la progression de la zone normale dans le sens de la longueur du ruban. Pour y arriver, il faut alors jouer sur les matériaux qui constituent le ruban et/ou l'architecture de ce dernier. À titre d'exemple, nous pouvons citer les travaux de F. Roy et al [14] qui, en remplaçant le substrat en Hastelloy par du sapphire, a pu observer que les effets d'une augmentation de la conductivité thermique, couplé à une baisse de l'énergie emmagasinée dans un matériau tel que le sapphire, ne donnait pas automatiquement de bons résultats par rapport à l'Hastelloy. Selon ses observations, du fait d'un coefficient d'échange thermique non-linéaire avec le bain d'azote liquide, un matériau avec une forte diffusivité thermique n'est pas à privilégier si la capacité thermique n'est pas assez importante.

D'autres travaux, [5, 7, 103], visent à modifier la vitesse de propagation de la zone normale en jouant sur les longueurs de transfert de courant. Cela peut être réalisée par l'intermédaire d'une interface résistive insérée entre la couche supraconductrice (RE)BCO et le shunt métallique en argent. De cette manière, la longueur de transfert du courant est augmentée, et couplée aux échauffements locaux liés à la résistance supplémentaire, la zone normale s'étend plus rapidement. Néanmoins, cette solution a ses limites et peut mener à une dégradation du comportement électro-thermique du ruban vis-à-vis du phénomène de point chaud.

Des modifications plus profondes des rubans peuvent alors être envisagées pour améliorer la NZPV, le tout en réduisant les contraintes liées à une trop forte résistance d'interface.

Cette architecture innovante, baptisée “current flow diverter” ou CFD, combine résistances d’interface faibles et élevées de manière à guider le courant pour en contrôler plus ou moins le chemin. Il en résulte une longueur de transfert de courant plus importante et une NZPV accelerée par rapport aux architectures de ruban commercialement disponible à l’heure de l’écriture de ces quelques lignes, ce qui facilite la détection des points chauds et donc la protection du rSFCL.

2.6 Synthèse de la bibliographie

Plusieurs technologies ont été proposées au cours des dernières années pour limiter les courants de court-circuit dans les réseaux d’énergie électriques. Parmi-elles, les SFCLs sont des appareillages à fort potentiel. [2, 3]. Dans ce projet, nous nous concentrons exclusivement sur les technologies supraconductrices, qui font partie des plus prometteuses en terme de performance, et sont arrivées à un degré de maturité tel que l’on commence à les voir apparaitre dans diverses installations électriques à travers le monde (voir tableaux B.1 et B.2). Deux technologies de limiteur de courant de court-circuit supraconducteurs semblent se démarquer des autres et avoir plus de potentiel pour être intégrées à grande échelle, et à “court-terme”, dans les réseaux. En effet, comme on peut le voir dans les tableaux B.1 et B.2 en Annexe B, la majorité des projets récents utilisent des limiteurs de type résistif ou inductif (inductances à noyau saturable principalement). Certaines entreprises telles que Nexans, qui a participé à un grand nombre de ces projets de démonstration à ce jour (par exemple ECCOFLOW [104, 105]), font une grande promotion de leurs dispositifs commerciaux, et sont déjà prêtes à en vendre aux compagnies d’électricité [106]. Des installations en service permanent existent, entre autres, en Grande-Bretagne et en Allemagne.

Il est important de souligner qu’un certain nombre d’inconnues subsistent autour des impacts sur la planification et le comportement des réseaux engendrés par la présence d’un ou plusieurs SFCLs [18]. De façon générale, les SFCLs permettent, en plus de réduire la taille et le coût des équipements de protection, d’améliorer la stabilité du réseau ainsi que la fiabilité et disponibilité par le biais de l’amélioration des interconnexions et du couplage de certains jeux de barres, auparavant impossibles en raison de courants de court-circuit trop importants [8]. La présence de SFCL peut également avoir une influence sur le design des transformateurs, en permettant une inductance de fuite plus faible ou l’intégration de la fonction de limitation du courant directement dans le transformateur, qui utilise alors des enroulements supraconducteurs. Malgré le fait que les impacts des SFCLs sur les réseaux sont relativement bien connus qualitativement, certains aspects requièrent une caractérisation quantitative avant

de recommander des stratégies d'implantation générales [17, 18]. L'utilisation de plus d'un SFCL, par exemple, nécessite plusieurs études de réseau pour bien cerner les interactions entre les différents SFCLs et les systèmes de protection [2].

À ce sujet, pour arriver à bien quantifier les impacts de l'insertion d'un ou plusieurs SFCLs dans les réseaux électriques, une modélisation adéquate des dispositifs de limitation du courant de court-circuit est un élément essentiel à développer. Avec de bons modèles, il devient possible de dimensionner correctement les SFCLs et de prédire de façon fiable leur comportement pour tous les conditions de fonctionnement qu'ils seront susceptibles de rencontrer. Les travaux récents vont dans ce sens [7, 8, 10, 107], mais des améliorations sont encore possibles, notamment du côté des nouvelles architectures des fils supraconducteurs [84] et de la souplesse de leur modélisation.

Non seulement, les simulations permettent de définir les emplacements où les SFCLs sont les plus efficaces [90, 91, 92], mais elles permettent aussi d'évaluer comment les réglages des systèmes de protections doivent être ajustés. Les études sur ce sujet sont encore assez rares avec, par exemple Dione et al.[17], de même que trois articles cités par le CIGRE en 2012 [19, 20, 21] et un plus récemment par Firouzi et al.[22]. L'impact sur les systèmes de protecion nécessite un travail plus approfondi, notamment en utilisant des modèles précis. En effet, en dehors des méthodes type "Power-Hardware-In-the-Loop" (PHIL), les modèles sont parfois assez limités (résistivité indépendante de la température, voire même du courant), ce qui peut avoir un impact sur la crédibilité des résultats obtenus. A titre de comparaison, en 2012, le CIGRE recensait 73 articles dignes d'intérêt pour la modélisation et la simulation des SFCLs. Cependant ces derniers ne considéraient aucunement les systèmes de protection. Il y a donc un vide à combler au niveau de l'interaction SFCLs et systèmes de protection des réseaux électriques.

Enfin, bien que les variantes d'architecture de réseau étudiées à ce jour aient été relativement "classiques", on peut envisager des combinaisons d'équipements supraconducteurs qui ouvriraient des possibilités radicalement nouvelles en termes de planification et d'exploitation du réseau. À titre d'exemple, l'utilisation de câbles moyenne tension supraconducteurs à 25 kV, pouvant transporter la même puissance qu'un câble 120 kV conventionnel, pourrait permettre d'éliminer le niveau de transformation 120/25 kV, et par le fait même éliminer la présence de transformateurs encombrants dans les postes urbains. De plus, les câbles 25 kV prennent moins d'espace en souterrain que les câbles 120 kV, ce qui peut présenter une valeur

importante dans les centre-villes, là où l'espace souterrain est difficile à obtenir. Une telle installation est en cours à Essen (Allemagne), où les contraintes d'espace étaient telles que cette solution s'imposait naturellement [108, 109]. Il s'agit dans ce cas d'un projet pilote motivé par des besoins réels. Dans ce cas particulier, la combinaison SFCL et câble permet de satisfaire l'ensemble des contraintes du projet. L'étude de protection préliminaire a été réalisée par la compagnie électrique elle-même, mais n'est relatée dans aucun document public.

CHAPITRE 3 MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLE DU LIMITEUR DE COURANT SUPRACONDUCTEUR DE TYPE RÉSISTIF DANS UN SIMULATEUR DE RÉSEAU ÉLECTRIQUE

3.1 Introduction

L'étude du comportement d'un limiteur de courant de court-circuit supraconducteur (SFCL) de type résistif nécessite un modèle multi-physique complexe, qui permet de reproduire le plus précisément possible les phénomènes électriques et thermiques qui entrent en jeu. Si les modèles de SFCL ont clairement évolué ces dernières années, notamment dans les logiciels de simulation de réseaux électriques en régime transitoire, un nombre important d'améliorations demeure nécessaire. En effet, pour envisager l'intégration à plus grande échelle des SFCL de types résistif, en particulier ceux qui utilisent des rubans supraconducteurs de 2ème génération, il est nécessaire de disposer d'un modèle de simulation précis dans des logiciels commercialement disponibles.

En effet, on doit être capable de simuler, de façon précise, la dynamique du comportement électro-thermique du dispositif et ce, peu importe les régimes transitoires susceptibles d'apparaître dans les réseaux, dont la durée comme l'amplitude peuvent être très variables. Cela implique de simuler des phénomènes électro-thermiques à différentes échelles. Plus précisément, il est nécessaire d'avoir une modèle qui permet à la fois une bonne approximation de l'ensemble du système, dont la longueur de ruban peut atteindre plusieurs centaines de mètres, mais aussi une modélisation de phénomènes locaux tels que les points chauds, qui sont restés à ce jour l'un des problèmes majeurs de ce type de conducteur. C'est d'autant plus intéressant que les combinaisons d'une échelle systémique et d'une échelle macroscopique sont complémentaires. En effet, si la première intervient directement dans l'étude de l'impact du SFCL sur le réseau et des effets de la limitation du courant de court-circuit (stabilité, réglages des dispositifs de protection, etc.), la seconde modélisation, plus fine, permet de vérifier le dimensionnement du limiteur, tout comme l'architecture de ruban choisie, dans des conditions de stress liées à des transitoires particuliers. Ainsi, avec les évaluations des températures aux points chauds et le développement des tensions le long du ruban, un tel modèle devient un outil de dimensionnement des SFCL et des systèmes de protections associés (détection de quench).

Il n'y a rien de plus naturel que d'utiliser des éléments de circuit électrique pour mo-

déliser un SFCL dans un logiciel de simulation de transitoires de réseau. C'est d'autant plus intéressant qu'il est possible de faire une analogie entre les lois qui régissent les circuits électriques et les phénomènes thermiques. Ainsi, les éléments électriques permettent de proposer un modèle électro-thermique de rSFCL dans un environnement de simulation de circuits électriques en régime transitoire (voir tableau 3.2). À l'instar de la méthode des éléments-finis, et d'un grand nombre de méthode de calcul numérique, l'analogie électro-thermique utilise une approche élémentaire pour la résolution du problème. Ainsi, le système complet sera divisé en "bloc" électro-thermiques de base, qui contiennent chacun un module thermique couplé à un module électrique. Tous ces éléments de base sont ensuite connectés avec leurs voisins respectifs. Un tel arrangement permet d'assurer, le cas échéant, une répartition du courant et des transferts de chaleur dans les 3 directions considérées.

Partant du fait que des simulations de réseau électrique sont intégrées dans la boucle de conception, un modèle de rSFCL, entièrement paramétrable, dans lequel l'architecture des rubans supraconducteurs qui le constituent est modifiable, peut être d'une grande utilité pour leur design. En effet, grâce à cette souplesse de modélisation et un grand nombre de paramètres réglables, il devient possible, via des études paramétriques, au regard des surintensités (normales ou non) auxquelles peut être soumis le limiteur, ainsi que des performances de limitations et des schémas de protections adaptés, d'aller vers un design final optimisé et robuste, qui peut tolérer une grande variété de défauts et de régimes transitoires.

L'objet de ce chapitre est donc de développer un modèle électro-thermique permettant une modélisation multi-échelle d'un limiteur de courant de court-circuit supraconducteur basé sur les rubans de (RE)BCO dits de 2ème génération.

3.2 EMTP-RV

Dans ce contexte, il a été choisi de développer notre modèle et la librairie associée dans l'environnement de simulation EMTP-RV. EMTP-RV est un outil reconnu et utilisé par un grand nombre de compagnies de distribution et de gestion des réseaux d'énergie électrique [110]. EMTP-RV permet de simuler des réseaux électriques en régime transitoire comportant un très grand nombre de bus, jusqu'à 10 000, et plus de 1 000 000 d'éléments de circuit électrique ou de contrôle qui peuvent être tous deux non-linéaires.

EMTP-RV est conçu de manière à simuler une vaste gamme de transitoires électromagnétique sur une large plage de fréquence, plus précisément, du continu jusqu'à plusieurs MHz.

On peut par exemple simuler les problèmes suivants :

— surtensions temporaires, coordination de protection ;
— surtensions de manoeuvre et foudre ;
— ferrorésonance ;
— démarrage de moteur ;
— électronique de puissance (HVDC, MTDC, FACTs) ;
— systèmes de contrôle.

EMTP-RV fournit par défaut des bibliothèques contenant les élements d'un réseau traditionel (lignes, transformateurs, machines, dispositifs de contrôle/commande, éléments non-linéaires, etc.). Le logiciel présente aussi l'avantage d'être ouvert à l'utilisation de ses propres codes de systèmes de contrôle ou de puissance par l'intermédiaire de Dynamic Link Libraries (DLLs). Ces dernières peuvent être codées en FORTRAN ou en C, et il est possible d'interagir dans l'environnement EMTP-RV avec d'autres composants du réseau. Le fait que le développement de l'application soit réalisé à Polytechnique Montréal est aussi un critère important dans ce choix. L'accès au principal développeur d'EMTP-RV, le Professeur Jean Mahseredjian, enseignant chercheur à l'EPM, étant un avantage certain dans les phases de développement du modèle. Il est important de souligner que cela aurait pu être réalisé dans d'autres logiciels, tel que Matlab-Simulink (SimPowerSystem), qui est également un outil très répandu dans le monde universitaire et industriel.

3.3 Modélisation électro-thermique

3.3.1 Concept du modèle

Dans le but de développer la forme la plus complète du modèle, qui prend en compte les transferts de chaleur et la répartition de courant, tous deux en 3 dimensions, des éléments de base en forme de parallélépipède ont été utilisés (cf. figure 3.1). Notons également que l'utilisation de ces éléments de base permet également de modéliser différentes architectures de rubans. Les dimensions respectives de la largeur, de la longueur et de l'épaisseur sont $2\Delta x$, $2\Delta y$ et $2\Delta z$. Cet élément comprend deux grands sous-circuits, le premier modélise la partie électrique tandis que le second s'intéresse à la partie thermique équivalente. Ces deux sous-circuits sont couplés par l'intermédiaire de la puissance électrique $Q_J(T)$ dissipée par effet Joule dans chaque résistance électrique R_{el} et de la température $T(t)$. Cette dernière est équivalente à la tension de la borne positive (+) du condensateur C_{th} qui modélise la capacité thermique équivalente de l'élément considéré.

Ces points sont détaillés dans les sections 3.3.2 et 3.3.3 relatives aux élements électriques et thermiques de base. Tous les paramètres non-linéaires, qu'ils soient d'origine thermique ou électrique, c'est à dire, la résistivité électrique $\rho(T)$ ou $\rho(J,T)$, la capacité thermique massique $C_p(T)$ et la conductivité thermique $\kappa(T)$, sont connus et pris en compte par le modèle. La dépendance en champ magnétique de la densité de courant du matériau supraconducteur n'a quant à elle pas été prise en compte. Cela pourrait être un problème pour certains SFCL de type inductif. De ce fait, ici, le modèle ne s'applique que pour des limiteurs de type résistif, qui utilisent des techniques de bobinage anti-inductif qui permettent de réduire le champ magnétique appliqué sur le fil. De ce fait, les champs propres sont faibles (quelques milliTeslas) et l'inductance globale du rSFCL est réduite.

3.3.2 Élément électrique de base

Le modèle électrique d'un bloc élémentaire est composé de 3 paires de résistances. Chaque axe ($\vec{x}$, $\vec{y}$ et $\vec{z}$) comprend alors deux résistances réparties également sur sa longueur de manière à créer un point milieu, tel que cela est illustré sur la figure 3.1. Lorsque plusieurs blocs élémentaires sont connectés ensembles, le courant peut alors circuler dans toutes les directions, et donc se répartir naturellement dans toutes les couches qui constituent le ruban supraconducteur. Les résistances sont considérées non-linéaires, autant pour les parties métalliques que pour le matériau supraconducteur. Ainsi, quel que soit le matériau que l'on considère, la résistivité dépend de la température T mais aussi, et spécifiquement pour la couche supraconductrice de type (RE)BCO, du courant I. La valeur des résistances

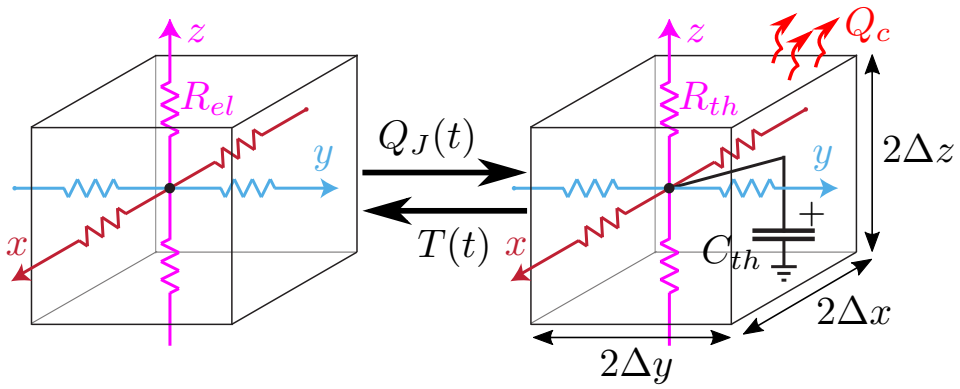


Figure 3.1 Élément électro-thermique 3-D de base. À gauche : Modèle électrique équivalent. À droite : Modèle thermique équivalent. Tous les éléments de circuit sont non-linéaires, c'est à dire que $R_{el} = f(I,T)$, $R_{th} = f(T)$ et $C_{th} = f(T)$. Il est tout a fait possible de réduire le nombre de dimensions considérées dans le modèle en désactivant les résistances (thermiques et ou électriques) du ou des (demi-)axes $\vec{x}$, $\vec{y}$ ou $\vec{z}$, qui ne sont alors plus nécessaires.

électriques R_{el} de chaque bloc élémentaire est évaluée selon l'expression suivante :

$$R_{el}(I,T) = \rho(J,T)\frac{L}{A}\,, \tag{3.1}$$

où L est la demi-longueur d'un élément, A sa section droite et $\rho(J,T)$ représente la résistivité pour un demi-axe. Ainsi, les six résistances qui constituent la partie électrique du modèle sont indépendantes. Si cela n'a pas vraiment d'impact sur la modélisation des métaux, dont les résistivités respectives de chaque demi-axe x, y ou z sont identiques, cela n'est pas sans conséquence pour le (RE)BCO. En effet, la température est considérée homogène dans un élément et la résistivité, dans le cas des matériaux métalliques, est indépendante du courant. Ce n'est pas le cas pour la modélisation du matériau supraconducteur, dont la résistivité est directement liée au courant qui le traverse. La résistance peut alors être différente pour chaque demi-axe x, y ou z étant donnée la présence du point milieu. Par exemple, si l'on se réfère à la figure 3.1 et que l'on considère une des résistances électriques de l'axe x, selon l'équation 3.1 on a :

— $L = \Delta x$,
— $A = (2\Delta y)(2\Delta z)$

En ce qui concerne le matériau supraconducteur, pour lequel la résistivité dépend de la densité de courant J, on considère cette dernière homogène en appliquant $I = J/A$. I correspond alors au courant qui circule dans ladite résistance. De cette façon, les résistances électriques relatives au matériau supraconducteur peuvent être différentes pour chaque demi-axe.

Les résistivités $\rho(T)$ pour les matériaux métalliques considérés ici, tels que le cuivre, l'argent, l'hastelloy et l'acier C316, sont respectivement répertoriées dans l'annexe A aux pages 188, 189, 190, 191 et 193. La modélisation de la résistance électrique d'interface et de la résistance de la couche "tampon" est réalisée par l'intermédiaire d'une résistance électrique de valeur constante. Dans l'état actuel des choses, les couches tampons peuvent être assimilées à une isolation électrique du fait de leurs résistances électriques très élevées. De ce fait, dans cette thèse, pour modéliser les couches tampons, aucune connexion électrique n'est réalisée entre la couche de substrat (Hastelloy) et la couche supraconductrice ((RE)BCO), on a donc un circuit ouvert, le courant ne peut donc pas circuler directement entre ces deux matériaux.

La résistivité électrique de la couche de (RE)BCO dépend très fortement de la densité de courant J et de la température T. On a donc utilisé la loi de puissance qui représente la résistivité ρ_{LP} du supraconducteur. Cette relation est souvent utilisée pour le calcul des pertes dans les matériaux supraconducteurs, c'est à dire pour les faibles champs électriques

qui se situent majoritairement autour du champ électrique critique E_c,

$$\rho_{LP}(J,T) = \frac{E_c}{J_c(T)} \left(\frac{|J|}{J_c(T)} \right)^{n-1} , \tag{3.2}$$

avec, E_c le champ électrique critique avec lequel la densité de courant critique J_c a été évaluée et n l'exposant de la loi de puissance qui détermine la "raideur" de la pente. La dépendance en température de la densité de courant critique est modélisée avec

$$J_c(T) = J_{c_0} \left(\frac{T_c - T}{T_c - T_0} \right) , \tag{3.3}$$

où T_0 est la température du bain d'azote, T_c est la température critique du matériau supraconducteur et J_{c_0} est la densité de courant critique dite en champ propre, c'est à dire que le champ magnétique appliquée n'est autre que celui créé par la circulation du courant dans le ruban supraconducteur.

La loi de puissance présente certaines contraintes d'utilisation et n'est valable, par exemple, que pour des valeurs de densité de courant inférieures ou légérement supérieures à J_c, ce qui est valable dans le cas de l'évaluation des pertes dans le matériau supraconducteur. La valeur de la résistivité à l'état normal de l'YBCO est déduite de Friedmann et al [111] en faisant l'hypothèse que le courant circule dans le plan a, b du supraconducteur, avec une répartition égale entre les directions cristallographiques $\vec{a}$ et $\vec{b}$, car on ne connait pas l'orientation des plans lors du dépôt. La seule certitude que l'on peut avoir est que le plan $\vec{c}$ est orienté perpendiculairement à la surface du ruban.

Malgré le fait que la résistivité du matériau supraconducteur augmente de façon non-linéaire au-delà d'une température de 240 K [111], on considérera une relation linéaire de la résistivité en fonction de la température (cf. eq. 3.4). Cela n'affecte pas la simulation de façon notable. En effet, par hypothèse, le courant circule principalement dans les couches métalliques du ruban après la transition du matériau supraconducteur, car ce dernier devient très résistif devant les couches métalliques. On étendra cette relation de 77 K à une valeur T quelconque afin de couvrir toute la plage de température de fonctionnement du limiteur. En effet, cela permet d'obtenir une valeur de résistivité à l'état normal en cas de dépassement du courant critique ($I/I_c \geq 4$ ou 5) alors que la température, n'aurait pas encore atteint sa valeur critique.

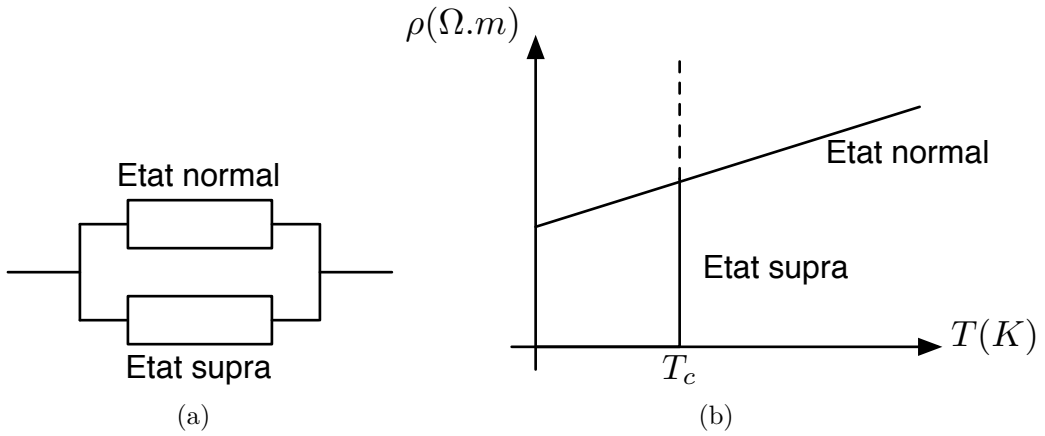


Figure 3.2 Principe de modélisation de la résistance de la couche (RE)BCO : (a) Modèle équivalent en circuit électrique ; (b) Allure des résistivité en fonction de la température.

Afin de compléter la modélisation électrique de la couche de (RE)BCO, la résistivité $\rho_{LP}(J,T)$ issue de la loi de puissance a été mise en parallèle avec une résistivité $\rho_N(T)$ qui modélise l'état normal du matériau supraconducteur [111], c'est à dire

$$\rho_N(T) = \rho_{T_c} + \alpha\,(T - T_c)\,, \tag{3.4}$$

où ρ_{T_c} représente la résistivité électrique à la température critique ($T = T_c$) et α est un coefficient de température. La résistivité électrique totale du matériau supraconducteur $\rho_{SC}(J,T)$ s'écrit alors

$$\rho_{SC}(J,T) = \frac{\rho_{PL}(J,T) \times \rho_N(T)}{\rho_{PL}(J,T) + \rho_N(T)}\,, \tag{3.5}$$

et la résistance du matériau supraconducteur est équivalente à deux résistance en parallèle, tel que cela est illustré à la figure 3.2.

Notons que l'effet de la dépendance en champ magnétique de l'exposant n n'est actuellement pas prise en compte dans la résistivité $\rho_{LP}(J,T)$, comme cela est suggéré par D. Colangelo [7]. Cependant, la méthode utilisée pour implémenter la résistivité du matériau supraconducteur laisse la possibilité de la faire évoluer en utilisant des modèles plus évolués, qui seraient proposés dans le futur, notamment pour la région de "flux-flow". La liste des paramètres utilisés dans cette thèse est résumé dans le tableau 3.1 et repris à l'annexe A, page 193. On obtient ainsi la résistivité représentée à la figure 3.3.

Tous les matériaux métalliques utilisent des éléments qui trouvent leur origine dans

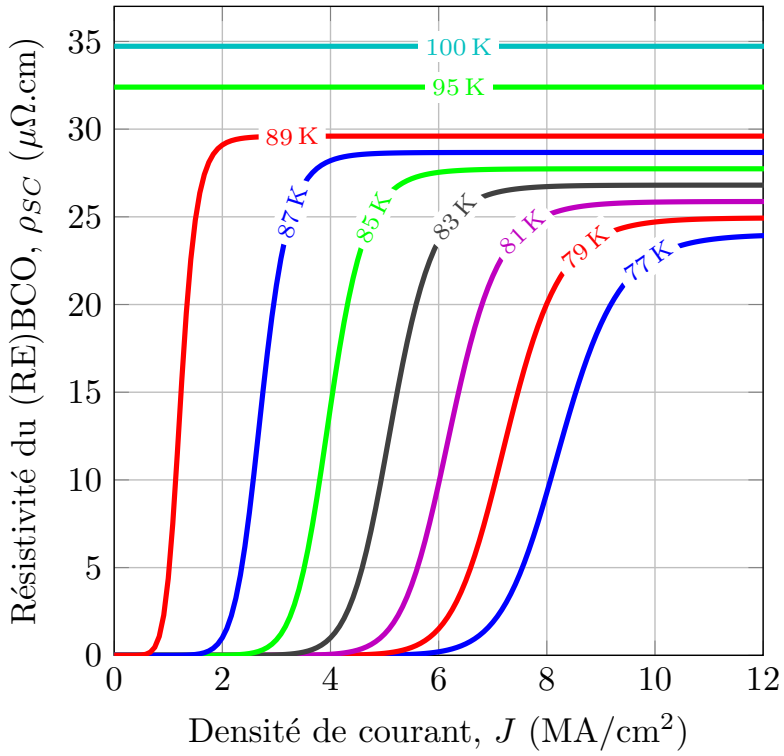


Figure 3.3 Résistivité (ρ_{SC}) de la couche de (RE)BCO en fonction de la densité de courant (J) et de la température (T) autour de la zone de transition de l'état supraconducteur à l'état normal.

Tableau 3.1 Paramètres utilisés pour le (RE)BCO afin d'obtenir les résultats présentés à la figure 3.3

Paramètre	Valeur	Description
E_c	1 μV/cm	Critère de champ électrique critique
J_{c0}	2.5 MA/cm^2	Densité de courant critique en champ propre
n	15 [a]	Exposant de la loi de puissance
ρ_{T_c}	30 $\mu\Omega$.cm [b]	Résistance à l'état normal à $T = T_c$
α	0.47 $\mu\Omega$.cm/K [b]	Coefficient de température
T_c	90 K	Température critique
T_0	77 K	Température du bain d'azote

[a] Basé sur des données expérimentales issues d'essais publiés dans [112]
[b] Déduit à partir de Friedmann *et al.* [111] en moyennant la résistivité à l'état normal le long des axes cristallographiques a et b.

les bibliothèques disponibles par défaut dans EMTP-RV, c'est à dire des admittances commandables, des élements de contrôle et des tables de données. Cela n'est pas le cas pour le matériau supraconducteur, qui nécessitent la prise en charge des DLLs (Dynamic Link Library) précompilée dans EMTP-RV. Cette souplesse offerte par EMTP-RV est très utile pour un modèle destiné à évoluer, car elle permet de mettre à jour ledit modèle sans aucune intervention de l'utilisateur sur le circuit ou les éléments de contrôle. Il suffit alors de modifier le code et d'appeler cette nouvelle DLL depuis l'environnement EMTP-RV pour profiter directement de la mise à jour. Dans les deux cas, les variables globales sont largement utilisées pour la transmission des paramètres géométriques. Cela permet de ne pas avoir à recompiler la DLL à chaque modification. Les détails de l'implémentation de la résistivité de la couche de (RE)BCO sont donnés dans l'annexe C.

3.3.3 Élément thermique de base

Les phénomènes thermiques, plus précisément les transferts de chaleur dans le ruban supraconducteur ainsi que son refroidissement, sont d'une importance capitale pour produire un modèle et obtenir des résultats de simulation fiables. De plus, les phénomènes thermiques ont une grande influence pendant la phase de quench, que les effets soient locaux (point chaud), ou à plus grande échelle (avec une transition d'une grande longueur du rSFCL). Cela sera montré par la suite mais la modélisation des transferts de chaleur dans le ruban a un impact direct sur les résultats de simulation, en particulier lorsque le courant est faiblement supérieur au courant critique. Il est possible de modéliser ces phénomènes dans un logiciel de réseau électrique par l'intermédiaire d'une analogie électro-thermique qui consiste à utiliser des éléments de circuit électrique pour construire un modèle thermique, tel que cela est résumé dans le tableau 3.2.

On peut facilement partir de l'équation de la chaleur pour montrer l'analogie entre les phénomènes thermiques et électriques. Ainsi, l'équation

$$\underbrace{\nabla.\left(\kappa(T)\nabla T\right)}_{1} = \underbrace{\rho_m C_p(T)\frac{\partial T}{\partial t}}_{2} - \underbrace{Q_J}_{3}\,, \tag{3.6}$$

où Q_J correspond aux pertes par effet Joule dans la partie électrique de l'élément, κ est la conductivité thermique, ρ_m la masse volumique du matériau qui constitue l'élément et C_p la capacité thermique massique, peut être découpée en trois parties :

— Le terme 1 fait référence à la diffusion de chaleur ;
— Le terme 2 correspond à l'énergie emmagasinée par le système ;
— Le terme 3 est la puissance injectée sous forme de chaleur.

Tableau 3.2 Résumé de l'analogie électrothermique [1,2,3]

Grandeurs/lois thermiques		Grandeurs/lois électriques	
Nom [unité]	Expression	Nom [unité]	Expression
Température [K]	T	Tension [V]	V
Flux de chaleur [W]	Φ	Courant [A]	I
Résistance thermique [K/W]	$R_{th} = \frac{L}{\kappa A}$	Résistance [Ω]	$R = \frac{\rho L}{A}$
Capacité thermique [J/K]	$C_{th} = \Gamma \rho_m C_p$	Condensateur [F]	C
Loi de Fourier	$\Phi = \frac{\Delta T}{R_{th}}$	Loi d'Ohm	$I_\Phi = \frac{\Delta V}{R}$
Vitesse de chauffe	$Q = C_{th} \frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}t}$	Vitesse de charge	$I_Q = C \frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}t}$

[1] L, A et Γ sont respectivement la longueur [m], la section droite [m^2] et le volume [m^3] d'un élément ($\Gamma = 8\Delta x \Delta y \Delta z$).
[2] κ, ρ, ρ_m et C_p sont respectivement la conductivité thermique [W/(m·K)], la résistivité électrique [Ω.m], la masse volumique [kg/m^3] et la capacité thermique massique [J/(kg·K)].
[3] Tous les paramètres thermiques dépendent de la température T et leurs équivalents électriques dépendent de la tension V, où V représente la tension aux bornes du condensateur.

Si on considère un volume élémentaire Γ de forme parallélépipédique, dont la taille n'est pas définie pour le moment, l'équation 3.6, peut alors s'écrire sous la forme intégrale suivante :

$$\int_\Gamma \nabla.\left(\kappa(T)\nabla T\right)\mathrm{d}\Gamma = \int_\Gamma \rho_m C_p(T)\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}t}.\mathrm{d}\Gamma + \int_\Gamma Q_J.\mathrm{d}\Gamma \tag{3.7}$$

Afin de poursuivre la démonstration, il est nécessaire de définir les hypothèses suivantes :

— La température T utilisée pour calculer les paramètres $\kappa(T)$ et $C_p(T)$ est la température au centre du volume élémentaire Γ, on la notera $\tilde{T}$.

— $\kappa(T)$ et $C_p(T)$ sont considérés constantes dans tout le volume élémentaire étudié et égales à leurs valeurs au centre du parallélépipède soit $\tilde{\kappa} = \kappa(\tilde{T})$ et $\tilde{C}_p = C_p(\tilde{T})$.

On peut donc réécrire l'équation de la chaleur comme suit :

$$\tilde{\kappa} \int_{\Gamma} \nabla . (\nabla T) \, \mathrm{d}\Gamma = \rho_m \tilde{C}_p \int_{\Gamma} \frac{\mathrm{d}\tilde{T}}{\mathrm{d}t} . \mathrm{d}\Gamma + \int_{\Gamma} Q_j . \mathrm{d}\Gamma \tag{3.8}$$

$$= \tilde{C}_v \frac{\mathrm{d}\tilde{T}}{\mathrm{d}t} + \sum_{i=1}^{n} Q_j(i) \, , \tag{3.9}$$

avec $\tilde{C}_v = \Gamma \rho_m C_p(\tilde{T})$ qui correspond à la capacité thermique de l'élément k de volume Γ, $Q_j = \sum_{i=1}^{n} R_{el,i}(I_i, \tilde{T}) \times I_i^2$ et $n = 2$ à 6 en fonction du nombre de directions et de résistances électriques considérées.

Concernant le premier membre de la partie droite de l'équation 3.9, on peut faire une analogie avec la charge d'un condensateur non-linéaire, c'est à dire :

$$\underbrace{Q = \tilde{C}_v \frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}t}}_{\text{Thermique}} \equiv \underbrace{I_Q = \tilde{C} \frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}t}}_{\text{Électrique}} \tag{3.10}$$

où V est la tension aux bornes du condensateur C, qui correspond alors à un équivalent de la température T de l'élément considéré.

En s'intéressant au second terme de l'équation 3.6 et en faisant l'hypothèse que $\kappa(T) = \kappa_i(T)$ est constante et isotrope dans l'élément i on obtient, à l'aide du théorème de la divergence, l'identité suivante

$$\tilde{\kappa} \int_{\Gamma} \nabla . (\nabla T) \, \mathrm{d}\Gamma = \tilde{\kappa} \int_{\partial\Gamma} \nabla T . \vec{n} \partial\Gamma \tag{3.11}$$

avec $\int_{\partial\Gamma} = \int_{S_x^+} + \int_{S_x^-} + \int_{S_y^+} + \int_{S_y^-} + \int_{S_z^+} + \int_{S_z^-}$, tel qu'illustré à la figure 3.4.

On pose maintenant une nouvelle hypothèse, l'une des plus fortes de ce principe de modélisation, qui impose que la température en tout point de chacune des faces est considérée constante et égale à la température au centre de la face considérée. Si l'on se réfère aux figures 3.4 et 3.5, l'arrangement et les interconnexions des circuits électriques font que les températures des faces S_x^+, S_x^-, ... sont toutes "indépendantes" et différentes de $\tilde{T}$. Plus précisément, l'absence de contacts en dehors du point milieu de chaque face nous permet d'écrire (cf. figure 3.4 et 3.5) :

$$T|_{S_x^+} = T_x^+ \, , \, T|_{S_x^-} = T_x^- \, , \; \ldots \, , \, T|_{S_z^-} \tag{3.12}$$

En considérant cette hypothèse, il est possible de réécrire ∇T, de la manière suivante :

$$\nabla T \equiv \frac{\partial T}{\partial x}\vec{x} + \frac{\partial T}{\partial y}\vec{y} + \frac{\partial T}{\partial z}\vec{z}. \tag{3.13}$$

On peut alors prendre l'équation 3.11 et la mettre sous une forme discrétisée de type différences finies (cf figure 3.5), avec :

$$\begin{aligned}
\tilde{\kappa}\int_{\partial\Gamma}\nabla T.\vec{n}\partial\Gamma = \;& \tilde{\kappa_x}\int_{S_x^+}\left.\frac{\partial T}{\partial x}\right|_{S_x^+} dS_x^+ - \tilde{\kappa_x}\int_{S_x^-}\left.\frac{\partial T}{\partial x}\right|_{S_x^-} dS_x^- && (3.14)\\
& + \tilde{\kappa_y}\int_{S_y^+}\left.\frac{\partial T}{\partial y}\right|_{S_y^+} dS_y^+ - \tilde{\kappa_y}\int_{S_y^-}\left.\frac{\partial T}{\partial y}\right|_{S_y^-} dS_y^- && (3.15)\\
& + \ldots && (3.16)\\
\equiv \;& \tilde{\kappa_x}\int_{S_x^+}\left(\frac{T_x^+ - T}{\Delta x}\right) dS_x^+ - \tilde{\kappa_x}\int_{S_x^-}\left(\frac{T - Tx^-}{\Delta x}\right) dS_x^- && (3.17)\\
& + \ldots && (3.18)
\end{aligned}$$

L'absence de termes dépendant de x, y ou z dans les intégrales nous permet d'écrire :

$$\int_{S_x^+} dS_x^+ = S_x, \int_{S_x^-} dS_x^- = S_x, \ldots \tag{3.19}$$

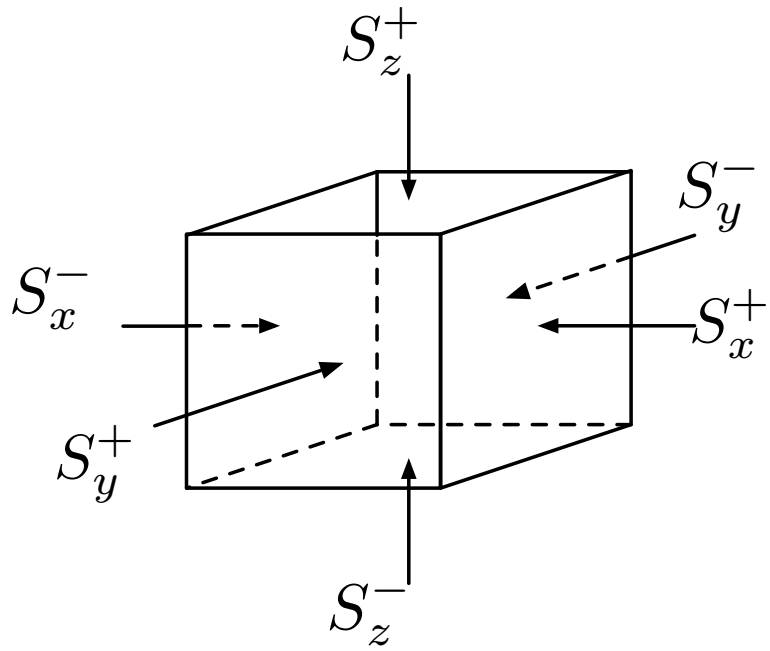


Figure 3.4 Illustration des surfaces d'échange d'un élément thermique.

On peut en déduire la forme discrète suivante :

$$\tilde{\kappa}\int_{\partial\Gamma}\nabla T.\vec{n}\partial\Gamma \equiv \frac{\tilde{\kappa_x}S_x}{\Delta x}\left(T_x^+ - T\right) + \frac{\tilde{\kappa_x}S_x}{\Delta x}\left(T_x^- - T\right) \tag{3.20}$$

$$+\frac{\tilde{\kappa_y}S_y}{\Delta y}\left(T_y^+ - T\right) + \frac{\tilde{\kappa_y}S_y}{\Delta y}\left(T_y^- - T\right) \tag{3.21}$$

$$+\frac{\tilde{\kappa_z}S_z}{\Delta z}\left(T_z^+ - T\right) + \frac{\tilde{\kappa_z}S_z}{\Delta z}\left(T_z^- - T\right) \tag{3.22}$$

$$\tag{3.23}$$

Finalement, on définit les valeurs de résistance thermique R_{th} selon les différents axes tel que :

$$R_{th_x} = \frac{\Delta x}{\tilde{\kappa_x}S_x},\ R_{th_y} = \frac{\Delta y}{\tilde{\kappa_y}S_y},\ R_{th_z}\frac{\Delta z}{\tilde{\kappa_z}S_z} \tag{3.24}$$

Notons qu'une conductivité thermique anisotrope peut facilement être prise en compte en utilisant un terme $\tilde{\kappa_i}(T)$ propre à chaque direction :

$$q_x^{\pm} = \frac{T_x^+ - T_x^-}{R_x},\ q_y^{\pm} = \frac{T_y^+ - T_y^-}{R_y},\ q_z^{\pm} = \frac{T_z^+ - T_z^-}{R_z} \tag{3.25}$$

On se trouve maintenant dans le cas où l'on a six flux de chaleur qui se propagent de façon unidimensionnelle. On peut alors réécrire l'équation de la chaleur sous forme entièrement

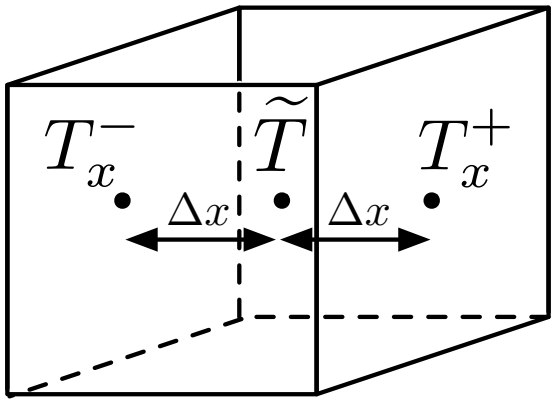


Figure 3.5 Illustration de la discrétisation de ∇T dans un volume de taille $2\Delta x 2\Delta y 2\Delta z$. Dans un soucis de clarté, on ne représente que la discrétisation suivant l'axe $\vec{x}$ mais il en est de même pour les axes $\vec{y}$ et $\vec{z}$.

discrétisée, c'est à dire :

$$q_x^+ + q_x^- + q_y^+ + q_y^- + q_z^+ + q_z^- - \sum q_{int} = \tilde{C}\frac{\mathrm{d}\tilde{T}}{\mathrm{d}t} \tag{3.26}$$

Cette équation est analogue à un bilan de courant dans un circuit électrique tel qu'illustré à la figure 3.6. Il est donc possible de construire un tel circuit dans un logiciel de circuit/réseau électrique qui permet de simuler des éléments électriques non-linéaires, notamment R et C. L'analogie électrothermique est résumée dans le tableau 3.2 et illustrée à la figure 3.6.

Dernier élément à considérer : les échanges de chaleur. Comme le refroidissement $Q_c(T)$, qui est lui aussi non-linéaire, se fait de façon externe, il est traité comme une condition aux frontière (voir figure 3.1). Il ne doit donc pas être connecté au point central du volume mais sur une des faces extérieures, donc à l'extrémité d'une des résistances thermiques. S'ils fonctionnent tous sur la base d'une différence de température, on observe généralement trois modes d'évacuation de la chaleur :

— La conduction
— La convection

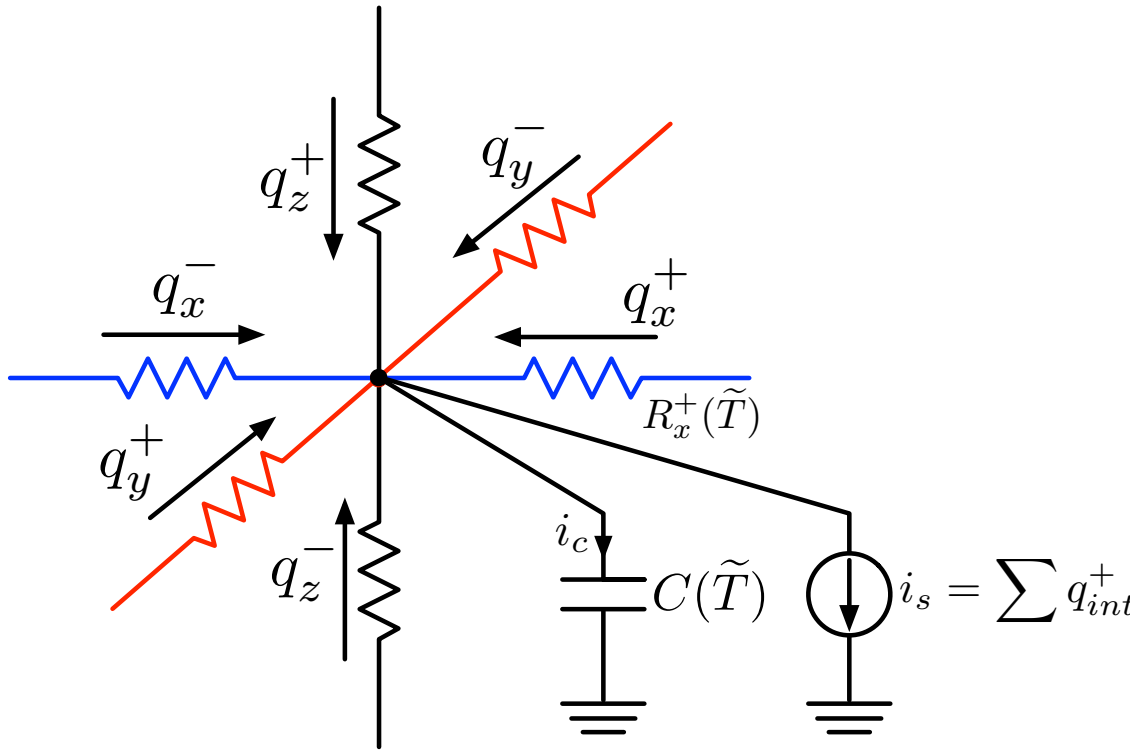


Figure 3.6 Ciruit électrique modélisant l'analogie électrothermique 3-D de base. Tous les éléments de circuit sont non-linéaires, c'est à dire que l'ensemble des $R_i = f(T)$ et $C_{th} = f(T)$.

— Le rayonnement

Dans notre cas, tous ces modes de transfert de la chaleur sont pris en compte dans une seule et même relation non-linéaire $Q_c = f(T)$. Cette dernière modélise les échanges entre le ruban supraconducteur et le bain d'azote sous forme d'un coefficient d'échange $h(T - T_0)$ (W/(m^2.K)), où T_0 représente la température initiale et supposée constante dans le temps du bain d'azote. Ainsi, $h(T - T_0)$ peut être intégrer dans la loi de Newton :

$$Q_c = h(T_s - T_0) \times S \times (T_s - T_0) \tag{3.27}$$

où, T_s (K) correspond à la température de la surface S (m^2) à considérer avec $S = S_x, S_y$ ou S_z (m^2). La dépendance en température du coefficient h pour le bain d'azote liquide est donnée en annexe A à la page 192. En ce qui concerne le passage de la loi de newton à son équivalent sous forme de circuit électrique, on se sert à nouveau de l'analogie électrothermique avec $I_c \equiv Q_c$, $V_s \equiv T_s$ et $V_0 \equiv T_0$. On considère ici que le bain d'azote à une capacité thermique infinie. Il est alors possible d'utiliser une source de tension idéale avec $V = V_0 = constante$ qui représente la température T_0 du bain d'azote. À partir de ces hypothèses et en posant $V_c = V_s - V_0$, on peut déduire une résistance R^c_{th} avec :

$$R^c_{th}(V_c) = \frac{V_c}{I_c} = \frac{1}{h(V_c)S} \tag{3.28}$$

où R^c_{th} est une résistance non linéaire que l'on peut connecter à chaque face du ruban en contact avec le bain d'azote liquide. Elle est paramétrable à l'aide des variables globales. Dans le cas où l'on considère un fonctionnement de type adiabatique, c'est à dire $Q_c = 0$, qui est le comportement adopté par défaut pour le circuit thermique, il suffit de ne pas connecter de résistance, ce qui est équivalent à imposer $R^c_{th} = \infty$.

Notons que les couches très fines, telles que les résistances d'interface ou les couches tampons pour le dépôt de (RE)BCO, ont été considérées comme des conducteurs thermiques parfaits, c'est à dire $R_{th} = 0$. Plus concrêtement, elles sont modélisées par un court-circuit dans le modèle thermique équivalent. En raison de l'extrême finesse de ces couches (quelques nanomètres), leurs capacités thermiques respectives ont été negligées ($C_{th} = 0$). En ce qui concerne les propriétés électriques, la résistance d'interface est considérée comme constante. Elle est alors modélisée par une résistance linéaire R_{inter} (Ω). Quant aux couches tampons, elles sont très résistives, de ce fait, très peu de courant les traverse, elles sont alors modélisées par un circuit ouvert. Si ces hypothèses semblent être valides pour les différentes simulations

que nous avons réalisées, il est néanmoins possible de modifier ces paramètres pour inclure une résistance d'interface non-linéaire et une résistivité ρ ou ρ(T) pour les couches tampons de manière à compléter le modèle.

L'implantation du modèle équivalent électrique dans EMTP-RV a été construit à partir des éléments déjà disponibles dans la librairie de composants mise à disposition par défaut. Le seul composant manquant était le condensateur non linéaire $\tilde{C}(V)$. Ce dernier a été implémenté par l'intermédiaire, une fois de plus, d'une DLL spécifique. En ce qui concerne la dépendance en température de la conductivié thermique $\kappa(T)$ et la capacité thermique $C_p(T)$, les données utilisées sont tirées de [29] et [28]. Les données sont également répértoriées dans l'annexe A aux pages 188 à 193.

3.3.4 Détails de la modélisation par éléments finis

Les simulations effectuées avec la méthode des éléments finis dans cette thèse utilisent le module "Joule heating" du logiciel COMSOL Multiphysics 4.3b. Ce dernier réalise le couplage entre les pertes liées à la circulation du courant et les transferts de chaleur dans les solides. La géométrie du ruban ainsi que les paramètres et données sur les matériaux sont strictement identiques au modèle circuit implanté dans EMTP-RV. Nous allons tout de même passer brièvement sur les équations qui définissent le problème électrothermique. Dans un soucis de simplification, les équations sont écrites sous une forme générale et s'appliquent à chaque couche/matériau qui constitue le ruban.

Les variables utilisées dans le module "Joule heating" sont la température T et le potentiel électrique V. La partie électrique est définie par :

$$\nabla \cdot (-\sigma(T)\nabla V) = 0\,, \tag{3.29}$$

où $\sigma(T)$ est la conductivité électrique. Cette équation trouve son origine dans le fait que la densité de courant est à divergence nulle à l'intérieur du ruban. En ce qui concerne les frontières, nous avons, à une extrémité du ruban, une source de courant de la forme :

$$\int_{\Omega} -\vec{n} \cdot (-\sigma(T)\nabla V) dS = I(t)\,, \tag{3.30}$$

avec Ω la section droite du ruban qui englobe toutes les couches, $\vec{n}$ un vecteur unitaire qui définit la normale (locale) à cette surface et enfin, $I(t)$ le courant imposé. À l'autre extrémité, on impose $V = 0$, qui jouera le rôle de référence de potentiel du système. En dehors de ces

zones, on a $\vec{n} \cdot \nabla V = 0$ qui crée une isolation électrique.

Concernant le modèle thermique, on part de la même équation de base que le modèle circuit dans EMTP-RV, c'est à dire l'équation de la chaleur qui s'écrit :

$$\rho_m C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla . \left(\kappa(T) \nabla T\right) + Q_J \,, \tag{3.31}$$

et qui gouverne l'évolution de la température et le transfert des flux de chaleur à l'intérieur du ruban supraconducteur où, κ est la conductivité thermique, ρ_m la masse volumique du matériau qui constitue l'élément, C_p la capacité thermique massique et Q_J, qui correspond aux pertes par effet Joule de la partie électrique et assure donc le couplage avec la partie thermique. Q_J s'obtient à partir de l'équation suivante :

$$Q_J = \sigma(T)(\nabla V)^2 \tag{3.32}$$

Les conditions aux frontières pour le problème thermique sont au nombre de 3. En effet, comme dans le modèle équivalent électrique, il est possible d'avoir les conditions suivantes :

— $\vec{n} \cdot \nabla T = 0$ qui correspond à une isolation thermique. Si appliqué à une frontière extérieure, les conditions de fonctionnement sont alors adiabatiques.

— $\vec{n} \cdot (\kappa \nabla T) = h(T - T0) \times S$ pour modéliser la dissipation de chaleur (refroidissement dans le bain d'azote), avec h un coefficient d'échange non linéaire qui modélise les échanges de chaleur dans le bain d'azote à travers les surfaces du ruban.

— $T_1 = T_2$ et $-\vec{n} \cdot (\kappa \nabla T)|_1 = \vec{n} \cdot (\kappa \nabla T)|_2$ pour modéliser une condition de périodicité. Cela permet de ne représenter qu'une portion inhomogène du ruban supraconducteur en assurant une condition de continuité de la température et des flux de chaleur entre chaque extrémité.

3.4 Modélisation et discrétisation d'un ruban supraconducteur de 2ème génération dans l'environnement EMTP-RV

Afin de modéliser l'architecture complète d'un ruban supraconducteur, en partant du principe que tous les éléments de base des matériaux présents dans l'architecture du ruban à modéliser sont créés dans une bibliothèque, il suffit d'assembler autant d'éléments que nécessaire dans l'environnement EMTP-RV. Ces blocs électrothermiques de base peuvent être électriquement et thermiquement connectés selon les axes x, y et z avec leurs voisins respectifs et ce, en série, comme en parallèle. De par sa conception, le modèle autorise la désactivation des directions qui ne sont pas utiles à la modélisation. Il en résulte que l'on

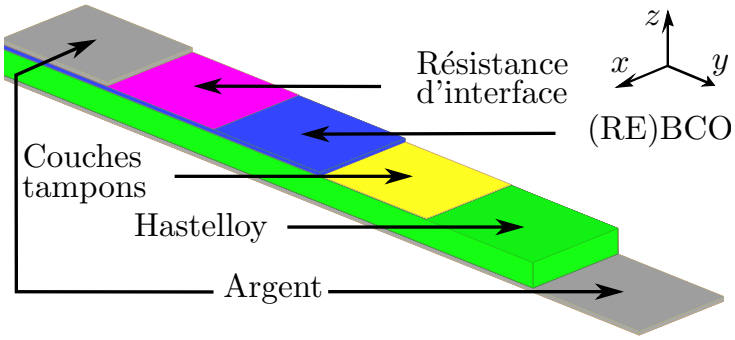


Figure 3.7 Illustration de la composition d'un ruban supraconducteur typiquement utilisé dans les limiteurs de courant de type résistif (rappel de la figure 2.4 p. 14).

peut modéliser des architectures de ruban en 1D, 2D et 3D. Il est également possible de paramétrer, par l'intermédiaire des variables globales utilisées dans EMTP-RV, des longueurs d'éléments différentes de manière à générer un système multi-échelle sans avoir à intervenir sur le circuit électrique du modèle et ses différentes connexions.

La modélisation est basée sur des rubans supraconducteurs de deuxième génération existants et commercialisés par SuperPower® Inc. [26] et Superconductor technologies Inc. (STI) [27]. Ce type d'architecture de ruban non stabilisé est illustré à la figure 3.7. Elle est généralement constituée d'un empilement de 4 couches principales arrangées de la façon suivantes :

— Couche d'argent supérieure (≈ 1 μm à 2 μm)
— Couche supraconductrice (RE)BCO (≈ 1 μm)
— Substrat en hastelloy (≈ 50 μm à 100 μm)
— Couche d'argent inférieure (≈ 1 μm à 2 μm)

Une couche supplémentaire de cuivre ou une épaisseur d'argent trop importante n'est pas souhaitable pour garder une résistance par unité de longueur assez élevée, et minimiser le coût total du rSFCL. En ce qui concerne les rubans de SuperPower®, le ruban est entièrement enveloppé d'argent, il existe donc une faible épaisseur d'argent sur les côtés du ruban, du même ordre de grandeur que celle des couches supérieures/inférieures. Pour les rubans de STI, l'architecture proposée par le manufacturier est composée de 3 couches principales uniquement et ne présente pas de couche d'argent inférieure. Les dimensions sont données à titre indicatif, il est possible de faire varier les paramètres en contactant directement les fabricants pour avoir un ruban "sur-mesure". Généralement, on utilise des rubans faiblement stabilisés dans les SFCL de type résisistif, c'est à dire que les couches métalliques composées d'argent sont de faible épaisseur de manière à augmenter la résistance par unité de longueur

et minimiser le coût du rSFCL. De ce fait, on observera rarement de limiteur avec des rubans présentant un couche supplémentaire de stabilisation en cuivre.

La méthode de discrétisation consiste à découper le volume à discrétiser en plusieurs éléments électrothermiques de base, tel que cela est illustré à la figure 3.8. Dans le but d'économiser du temps de calcul et de la mémoire, sans faire de sacrifice sur la précision des résultats, il est important d'utiliser au maximum les symétries. En effet, l'utilisation des deux plans de symétrie existant permet de ne simuler qu'un quart de la géométrie du modèle complet, ce qui est un avantage important, tant pour la simulation que pour la construction du modèle (voir partie gauche de la figure 3.8).

L'utilisation des symétries et donc d'un modèle de limiteur qui ne représente pas complètement le dispositif nécessite un interfaçage entre le modèle du rSFCL et le réseau électrique. Cette interface doit permettre de prendre en compte le comportement électrique du dispositif réel. En effet, dans le cas de figure où l'on utilise un plan de symétrie longitudinale, c'est à dire la modélisation du ruban qui ne représente que la moitié de la largeur totale, le courant I qui traverse le circuit équivalent du rSFCL doit être la moitié du courant total qui traverse le rSFCL. En ce qui concerne la tension, l'utilisation d'un plan de symétrie tangentiel fait que la tension développée aux bornes du rSFCL ainsi modélisé vaut la moitié de la tension totale V qui devrait être vue par le réseau.

Pour en revenir à l'interfaçage (cf. figure 3.8), le limiteur est donc excité par une source de courant commandée, dont la consigne correspond à la valeur du courant qui circule dans le circuit en amont du rSFCL divisé par un facteur 2. Le retour dans le circuit de test est réalisé grâce à une source de tension, commandée elle aussi. Cette dernière modélise la chute de tension aux bornes du rSFCL dans le réseau électrique. Sa consigne correspond alors à la tension mesurée aux bornes du modèle multipliée par un facteur 2 (mais on pourrait aussi utiliser des facteur plus important avec des conditions de périodicité). Cela revient donc à modéliser une impédance sous la forme d'une source de tension contrôlée en courant (partie droite de la figure 3.8).

Tel que décrit précédemment, il est possible d'adopter un système de discrétisation avec des éléments de différentes longueurs, tel que cela est illustré à la figure 3.9 où la longueur a été découpée en deux zones distinctes :

— L_{fine} est une zone finement discrétisée
— L_{coarse} est discrétisée de manière plus grossière

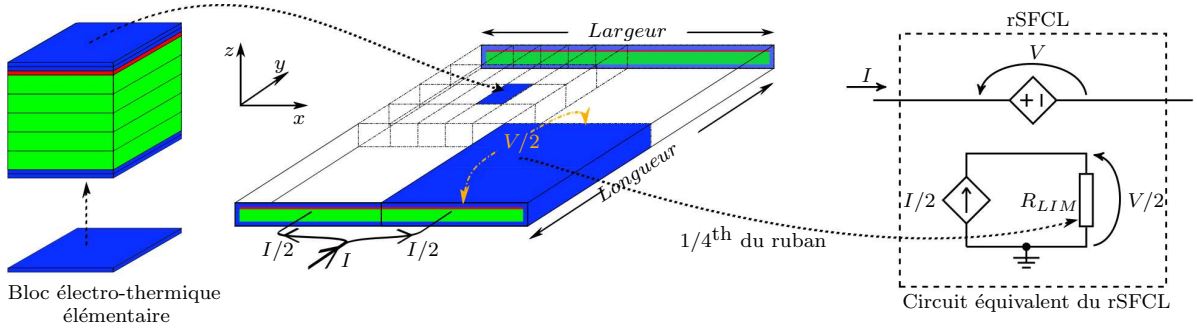


Figure 3.8 Discrétisation 3D d'une architecture de ruban supraconducteur en utilisant des blocs electrothermiques élémentaires et les symétries qui permettent de ne modéliser qu'un quart de la géométrie. La partie gauche de la figure montre comment est construit le modèle, depuis le bloc élémentaire jusqu'à la géométrie 3D complète. La partie droite, quant à elle, montre l'interface de connexion entre le modèle physique utilisant les symétries et le réseau électrique en employant des sources de tension et de courant commandée.

Ce type de modèle permet d'étudier l'un des pires cas qui peut se présenter pour un limiteur de courant de court-circuit supraconducteur : la présence d'un seul point chaud (en rouge sur l'image 3.9). Une telle méthode de discrétisation tire également avantage des symétries qui permettent d'alléger la simulation sans sacrifier la précision. En effet, on peut modéliser seulement la moitié du ruban pour réduire la taille du problème en imposant un gradient de température nul ($\nabla T = 0$) à l'éxtrémité, donc aucune conduction thermique possible vers la droite du ruban. On garde également la possibilité de simuler un ruban très long en intégrant un niveau microscopique.

3.5 Vérification et validation du modèle par comparaison EMTP-RV/Comsol Multiphysics

Dans cette partie, plusieurs cas de simulation sont présentés de manière à vérifier et valider les résultats obtenus avec le modèle EMTP-RV. Les paramètres du matériau supraconducteur sont communs à toutes les simulations de cette section et sont présentés au tableau 3.1 p. 53. En ce qui concerne les autres matériaux, les propriétés sont rappelées dans l'annexe A aux pages 188,189, 190, 191 et 193. Tous les cas d'étude ont d'abord été simulés en utilisant la méthode des éléments finis (MEF) en utilisant le logiciel COMSOL Multiphysics, qui est utilisé cas de référence et va nous permettre de vérifier que les deux types de

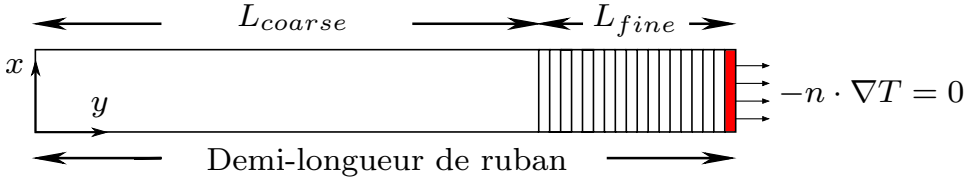


Figure 3.9 Discrétisation multi-échelle d'un ruban supraconducteur dans le sens de la longueur avec des éléments de différentes longueur. En raison des conditions de symétrie du côté droit ($\nabla T = 0$), c'est à dire qu'il n'y a pas de transfert de chaleur vers la droite, seulement la moitié du ruban est représentée.

simulation nous donnent des résultats comparables.

Différentes simulations ont été réalisés et analysées, pour permettre de vérifier que les principaux mécanismes de transition du ruban supraconducteur sont correctement simulés. Le premier cas de simulation traite de la propagation de la chaleur en 1D, selon l'épaisseur du ruban (axe $\vec{z}$) en considérant un ruban ayant une densité de courant critique homogène sur toute sa longueur. Cela permet de vérifier que les pertes sont bien évaluées et, par la même occasion, que la montée en température et le gradient sur l'épaisseur sont bien modélisés. Le second cas concerne la propagation de la zone normale le long d'un ruban supraconducteur présentant un seul point chaud. Le dernier cas traite de de l'évaluation correcte de la vitesse de propagation avec l'utilisation de différentes valeurs de résistance d'interface en vue d'accélérer la propagation de la zone normale en cas de point chaud.

Enfin, il est important de noter que, même si cela n'est pas détaillé et présenté ici, tout un processus préliminaire de validation du comportement thermique et électrique de chaque matériau a été préalablement effectué. Ainsi, les matériaux ajoutés dans la bibliothèque d'EMTP-RV ont été comparés un à un avec les résultats de simulation par éléments finis dans COMSOL Multiphysics en forçant le passage d'un courant DC puis AC pour observer le bon développement du champ électrique et, par la même occasion, la bonne évolution des températures.

Le matériau supraconducteur n'a été validé qu'après les matériaux métalliques. En effet, étant donné les densités de courant très importantes dans ce type de matériau (plu-

sieurs kA/mm^2), dès que l'on dépasse le courant critique (pour pouvoir mesurer un échauffement et le développement d'une tension), la puissance générée provoque très rapidement un échauffement très important du matériau (violent emballement thermique). Il est alors nécessaire de valider le comportement électrique et thermique de ce dernier en présence d'un ou plusieurs autres matériau(x) qui se chargeront 1) d'apporter une capacité d'absorbtion de la chaleur (substrat en Hastelloy) et 2)de réduire la résistivité (argent et/ou cuivre) de manière à réduire les pertes et limiter l'échauffement.

L'ensemble de ces étapes préliminaires de validation a montré un très bon accord entre les simulation du modèle circuit dans EMTP-RV et celles réalisées par éléments finis dans COMSOL. Les erreurs relevées était inférieure à 1%. Afin de ne pas surchargé le manuscrit, les résultats présentés dans les sections suivantes font office de validation.

3.5.1 Modèle 1D : Transfert de chaleur dans l'épaisseur

Le principal objectif de cette section est de montrer que les transferts de chaleur se font correctement dans l'épaisseur du ruban et que les températures atteintes sont dans le même ordre de grandeur pour les deux types de simulation. On considère ici un limiteur qui utilise un ruban supraconducteur de 10 m de long et 4 mm de large. Le courant critique, considéré homogène sur toute la longueur du rSFCL, est fixé à 100 A.

L'architecture du ruban repose sur 3 couches qui sont empilées de haut en bas dans l'ordre suivant :

1. Argent (2 μm)
2. (RE)BCO (1 μm)
3. Hastelloy (100 μm)

Notons qu'il n'y a pas de couches d'argent inférieure ni latérale. Comme il n'y a pas de variations de densité de courant critique ni de géométrie sur la longueur (axe $\vec{y}$) et la largeur (axe $\vec{x}$) du rSFCL, la discrétisation est seulement nécessaire suivant l'épaisseur (axe $\vec{z}$), ce qui revient donc à étudier un problème 1D. De ce fait, pour le modéliser, il suffit d'un seul élement dans la longueur et dans la largeur du ruban. La discrétisation et les dimensions des blocs électrothermiques de bases sont données dans le tableau 3.4. En ce qui concerne le refroidissement entre le ruban supraconducteur et le bain d'azote, comme on considère un montage anti-inductif, on réduit la surface d'échange à la seule face supérieure de la couche

Tableau 3.3 Paramètres utilisés pour le (RE)BCO afin d'obtenir les résultats présentés dans cette section.

Paramètre	Valeur	Description
E_c	1 μV/cm	Critère de champ électrique critique
J_{c0}	2.5 MA/cm^2	Densité de courant critique en champ propre
n	15 [a]	exposant de la loi de puissance
ρ_{T_c}	30 $\mu\Omega$.cm [b]	Résistance à l'état normal à $T = T_c$
α	0.47 $\mu\Omega$.cm/K [b]	Coefficient de température
T_c	90 K	Température critique
T_0	77 K	Température du bain d'azote

[a] Basé sur des données expérimentales issues d'essais publiés dans [112].
[b] Déduit à partir de Friedmann *et al.* [111] en moyennant la résistivité à l'état normal le long des axes cristallographiques a et b.

Tableau 3.4 Architecture du ruban et sa discrétisation pour l'étude de cas 3.5.1

Couche	Materiau	Épaisseur (μm)	# d'élément(s) $x \times y \times z$	$2\Delta x$ (mm)	$2\Delta y$ (m)	$2\Delta z$ (μm)
1	Argent	2	$1 \times 1 \times 2$	4	10	1
2	(RE)BCO	1	$1 \times 1 \times 1$	4	10	1
3	Hastelloy	100	$1 \times 1 \times 5$	4	10	20

d'argent. La couche d'hastelloy est considérée isolée de l'azote liquide. En effet, par symétrie le gradient de température est idéalement nulle au centre du montage (voir figure 3.10).

Le limiteur, ainsi modélisé, a été inséré dans un réseau radial simple qui est présenté à la figure 3.11 et qui comporte :

— Une source de tension idéale $V_s = 250$ V ;
— Un rSFCL , de résistance R_{LIM}, connecté en série sans aucune impédance en parallèle ;
— Une charge purement résistive avec $R_L = 5\ \Omega$;
— Un interrupteur idéal permettant de créer un court-circuit à $t = t_s = 20$ ms ;
— Une résistance R_F en série avec l'interrupteur de court-circuit.

Une telle configuration permet de faire varier le niveau de courant de court-circuit pour tester

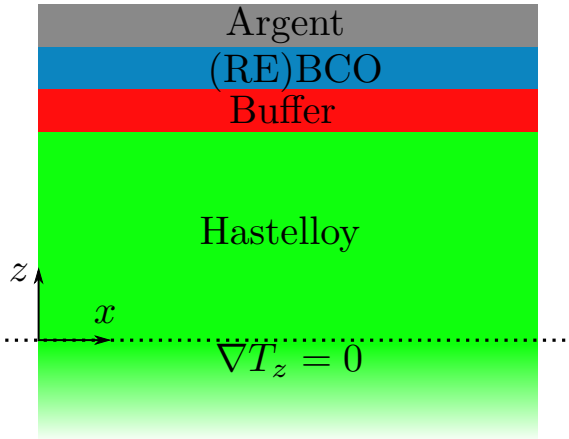


Figure 3.10 Illustration de la symétrie liée au montage anti-inductif. L'axe de symétrie est représenté en pointillés. Il correspond au centre du montage, là où les deux rubans supraconducteurs sont séparés par une couche d'isolation électrique (non représentée pour simplifier le schéma). Notons que la structure anti-iductive serait plus efficace en rapprochant au maximum les couches de (RE)BCO. Il faudrait alors réaliser les simulations du ruban avec le refroidissement du côté de l'Hastelloy.

le rSFCL dans différentes conditions de fonctionnement en faisant varier la valeur de la résistance R_F. Les conditions nominales de fonctionnement génèrent un courant $I_{LIM} = V_s/R_L = 50\ \mathrm{A_{pk}} = I_c/2$. En ce qui concerne le défaut, les simulations ont été réalisées avec différents niveau de courant de court-circuit présumé, noté I_p, dont la valeur maximale varie entre $10I_c$ et $1.75Ic$, ce qui correspond à $0.263 < R_F < 2.0\ \Omega$.

Les simulations ont tout d'abord été effectuées dans l'environnement EMTP-RV et, de ces premières simulations, il a été extrait la tension aux bornes du limiteur, qui a été divisée par la longueur totale pour obtenir un champ électrique équivalent. Ce dernier a été appliqué à un modèle réduit, c'est à dire, de plus faible longueur, dans COMSOL Multiphysics. Cela permet finalement de comparer les courants et températures issus des deux modèles de simulation.

Afin de s'assurer du bon comportement du modèle circuit par rapport à son homologue utilisant la MEF, plusieurs points ont été observés et évalués :

1. Comparaisons des courants issus des deux méthodes de simulation auxquels il a été ajouté les résultats d'un modèle homogène en température, c'est à dire qu'il n'y a qu'une seule et même capacité thermique pour l'ensemble du ruban. Cette capacité thermique "homogénéisée" a été obtenue en connectant l'ensemble des condensateurs

non-linéaires de chaque bloc élémentaires qui composent le ruban en parallèle. Cela signifie également que toutes ces couches sont à la même température. Cela permet, entre autres, de contrôler la validité du modèle homogène pour une large plage de courant de court-circuit.

2. La température de la couche supraconductrice (RE)BCO pour chaque modèle de simulation permet de voir si le modèle EMTP-RV reproduit fidèlement les pertes et la transition de l'état supraconducteur vers l'état résistif en complément des données électriques observées au point précédent. Cela permet également de vérifier que le refroidissement est correctement modélisé et que la montée comme la descente en température s'effectuent correctement.
3. L'écart de température entre la couche de (RE)BCO et la "base" de l'hastelloy, qui permet d'évaluer la précision de la modélisation du gradient de température qui existe dans l'épaisseur du ruban supraconducteur.

Le point 1) est illustré à la figure 3.12. On y trouve les courbes de courant qui circule dans le rSFCL pour les trois modèles de simulation avec $I_p = 10I_c$. On observe un très bon accord entre le modèle de simulation par éléments finis sur COMSOL et le modèle circuit dans l'environnement EMTP-RV. Il est important de noter que la simulation COMSOL démarre à l'instant où l'on fait le court-circuit, c'est à dire à $t = t_s = 20$ms, ce qui explique l'absence de résultat avant cette période. On peut noter une légère surestimation du courant avec le modèle homogène ($\approx 8\%$) durant le premier pic, ce qui provoque une surestimation, bien que faible (≈ 1 K), de la température du ruban supraconducteur.

Concernant le point 2), la dernière observation s'explique par une montée en température un peu plus lente du modèle homogène lors du premier pic de courant, tel que l'on peut l'observer à la figure 3.13, ce qui provoque cette légère surestimation du courant. De plus, comme on peut l'observer pendant les phases de réchauffement et de refroidissement, l'utilisation d'une capacité thermique homogénéisée lisse légèrement les variations de températures (les pentes sont plus faibles). En ce qui concerne les températures obtenues avec les modèles COMSOL et EMTP-RV non homogène, le bon accord des températures confirme les observations faites lors de l'analyse des courant à propos de la précision du modèle EMTP-RV. On peut également ajouter que le refroidissement du ruban dans le modèle circuit est fidèle à son homologue par éléments finis, ce qui permet de conclure que le refroidissement est correctement modélisé dans EMTP-RV.

Le dernier point à vérifier, c'est à dire le point 3), concerne le gradient de température

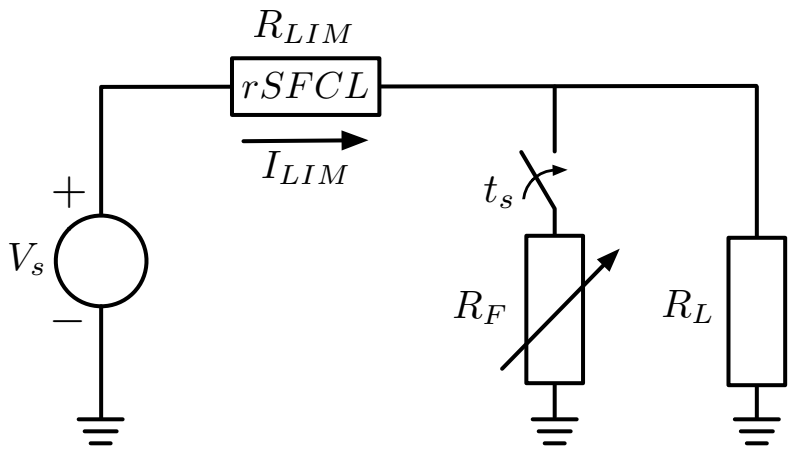


Figure 3.11 Illustration du réseau utilisé dans cette section pour la vérification du modèle d'un rSFCL. Il s'agit d'un réseau radial très simple qui permet de faire varier l'amplitude et/ou la durée du court-circuit à l'aire de la résistance R_F et l'interrupteur associé.

dans l'épaisseur du ruban. Le phénomène est illustré à la figure 3.14. Il a été determiné en soustrayant la température de l'élément qui consitue la base de l'hastelloy à celle de la couche de (RE)BCO, il y a donc une distance d'environ 100 μm entre ces deux points. L'écart de température le plus important est de l'ordre de 3 K et, même si cela était attendu, ce gradient de température est observé pendant le premier pic, donc durant la phase de transition de l'état supraconducteur vers l'état résistif. La différence est ensuite plus faible et se maintient à une valeur inférieure à 2 K. Le modèle homogène n'est pas intégré ici car la température y est identique partout et aucun gradient de température ne peut exister dans de telles conditions.

Notons que, dans ce cas de figure, lorsque $I_p = 10I_c$ et particulièrement avec cette architecture de ruban, les résultats demeurent acceptables pour les trois modèles testés et, même si le modèle homogène n'est pas le plus précis, il est relativement fidèle aux deux autres qui considèrent les transferts de chaleur dans l'épaisseur du ruban et présente l'avantage d'être moins gourmand en ressources de calcul et en temps de construction. Il reste tout de même important de vérifier la validité du modèle homogène pour des conditions de fonctionnement qui pourraient lui être moins favorables et propices à générer des erreurs, notamment lorsque le courant n'est que faiblement supérieur au courant critique. C'est pourquoi les points 1), 2) et 3) ont été repris avec un courant de court-circuit plus faible, c'est à dire $I_p = 1.75I_c =$ 175 A.

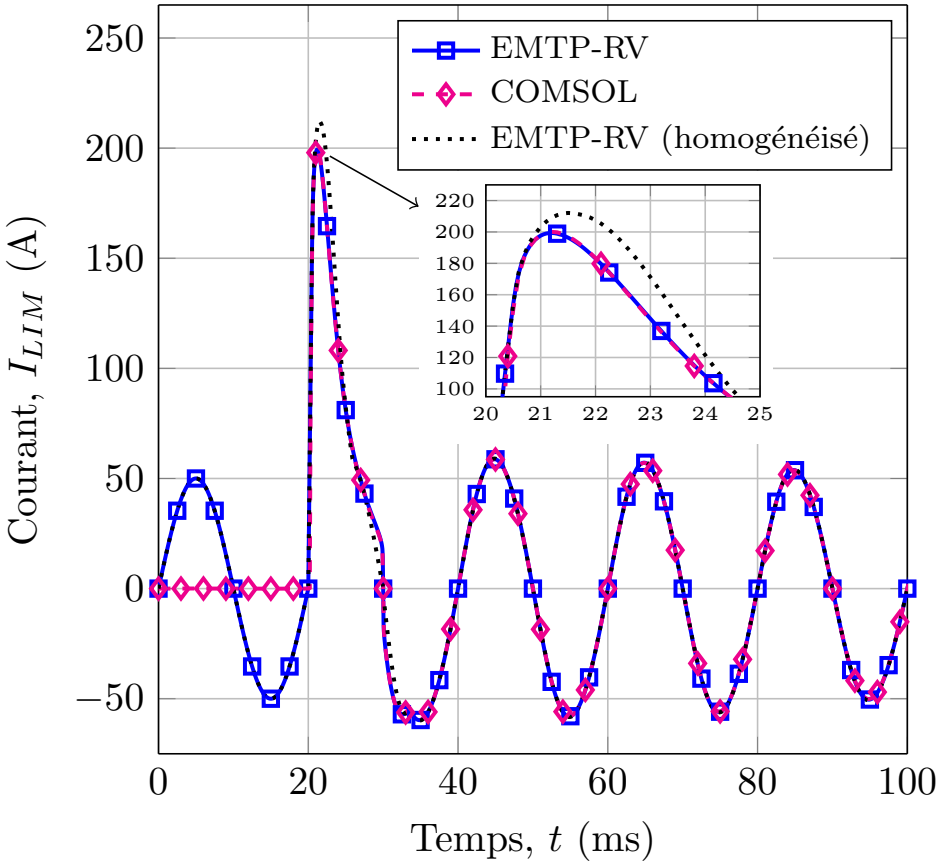


Figure 3.12 Résultats des simulations EMTP-RV et COMSOL Multiphysics pour le Courant I_{LIM}, qui circule dans l'ensemble du rSFCL selon le circuit de la figure 3.11 pour $R_L = 0.263\ \Omega$, soit $I_p = 10I_c = 1000\ \mathrm{A_{pk}}$. Notons que la simulation COMSOL débute à l'instant où l'on réalise le court-circuit, ce qui explique la forme du premier cycle qui n'a donc pas été simulé. En ce qui concerne l'homogénéisation de la température, qui utilise une capacité thermique unique pour l'ensemble des couches qui composent le ruban, on note que cela génère une surestimation du courant pendant le premier pic $\approx 8\%$.

En ce qui concerne le cas où $I_p = 1.75I_c$, la méthode a légèrement changée. En effet, plutôt que d'imposer la tension dans le modèle éléments finis dans COMSOL et de récupérer le courant, c'est l'inverse qui a été réalisé. Cela permet de faire une double vérification et de s'assurer que le développement de la tension aux bornes du modèle circuit est similaire à celui obtenu avec COMSOL.

Le développement de la tension aux bornes du limiteur lorsque $I_p = 1.75I_c$ est donné à la figure 3.15. On observe à nouveau un très bon accord entre les deux types de simulation. Le cas où T est homogène dans tout le ruban a également été ajouté de manière à être comparé

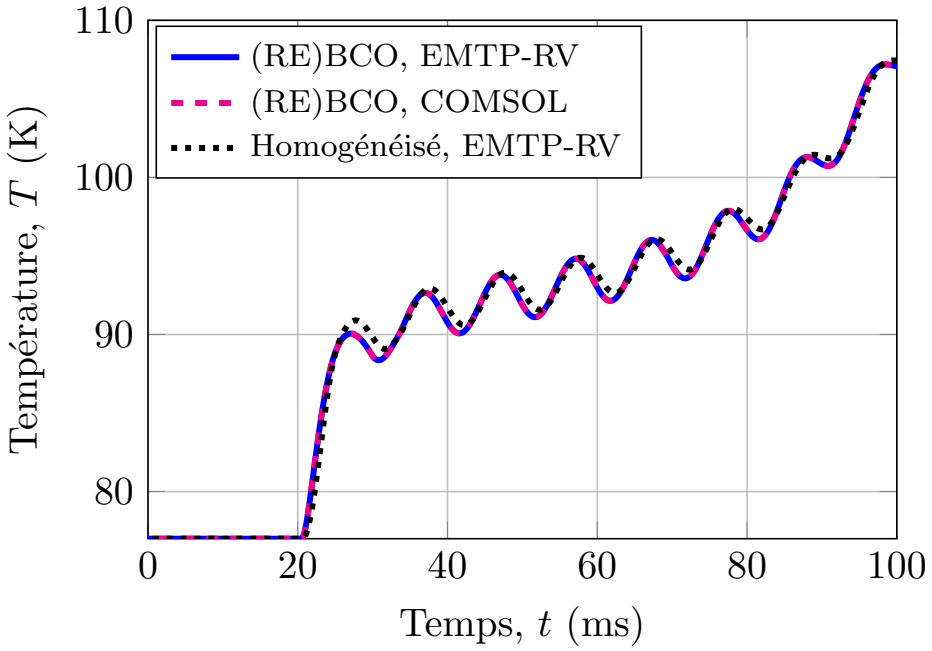


Figure 3.13 Résultats des simulations COMSOL et EMTP-RV pour la température de la couche (RE)BCO dans les mêmes conditions de fonctionnement que pour la figure 3.12. En dehors du modèle homogène, les modèles COMSOL et EMTP-RV produisent des résultats identiques. Bien que légèrement différentes, les températures obtenues avec le modèle homogène ne sont pas non plus dénuées de sens.

avec les deux cas précédents. Dans ce dernier cas de test, on observe une élévation de tension qui est très proche dans les premier instants du court-circuit, c'est à dire, entre 20 ms et 75 ms. Après cet instant, la tension augmente moins rapidement que dans le cas d'un modèle qui considère les transferts de chaleur sur l'épaisseur du ruban. Cela s'explique par une montée en température plus lente du modèle homogène, telle que l'on peut l'observer sur la figure 3.16. En ce qui concerne la modélisation du gradient de température dans l'épaisseur du ruban, illustré à la figure 3.17, les résultats de simulation du modèle circuit sont, une fois de plus, indissociables. Cela confirme les résultats observés précédemment. On notera tout de même qu'avec des transitoires plus lents, du fait du courant de court-circuit plus faible, le gradient de température sur l'épaisseur du ruban est moins important, et les écarts de température dans l'épaisseur du ruban sont de l'ordre de 1 K.

Cet effet, bien que temporaire dans le cas présent, étant donné que nous arrivons à la même solution d'équilibre, impacte automatiquement les résultats de simulation. En effet, on observe des amplitudes de courant limitées qui sont légèrement plus élevées avec l'homo-

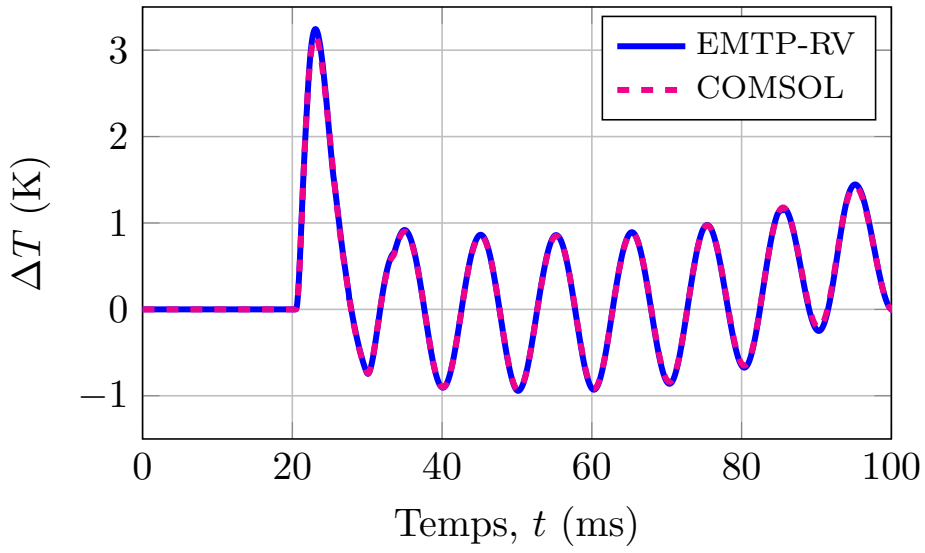


Figure 3.14 Différence de température ΔT entre la couche de (RE)BCO et la base de l'hastelloy pour $I_p = 10I_c = 1000$ $\mathrm{A_{pk}}$. L'écart de température entre les deux point étant respecté pour les deux types de simulation, il est raisonnable de penser que le gradient de température dans l'épaisseur du ruban est bien modélisée.

généisation des températures comparativement à celles obtenues avec un modèle qui dispose d'une représentation des phénomènes physiques plus complète (cf. figure 3.18). Dans le cas présent, notons que nous n'observons pas d'emballement thermique et que la température semble tendre vers une certaine stabilité autour d'un point de fonctionnement.

Néanmoins, les risques d'emballement thermique sont assez forts car le phénomène est très sensible, c'est à dire que quelques milliAmpères supplémentaires, associés à la non-linéarité du refroidissement dans le bain d'azote, peuvent être suffisants pour réunir les conditions d'un emballement thermique [14]. Il est également intéressant de mentionner que ce type de graphique nous permet également de connaitre le sens du flux de chaleur dans l'épaisseur du ruban. Comme le flux de chaleur se déplace toujours de la "source chaude" vers la "source froide", un résultat positif indique un transfert de chaleur de la couche supraconductrice (RE)BCO vers l'hastelloy, tandis qu'un signe négatif suppose un flux de chaleur dans le sens hastelloy vers (RE)BCO.

Selon ces premières observations, l'utilisation d'un modèle homogène semble être plus délicate et moins adaptée à des courants "faibles" juste au dessus de la valeur du courant critique. En effet, sur la figure ci-dessus où $I_p = 1.75I_c = 175$ $\mathrm{A_{pk}}$, on observe des écarts

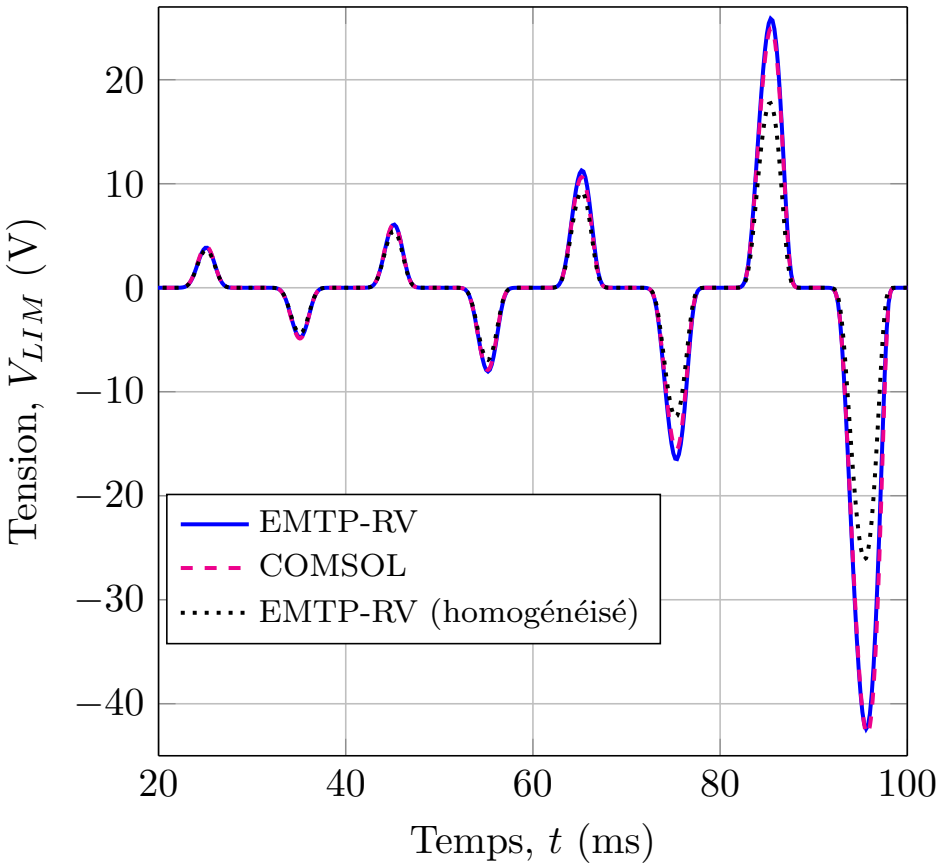


Figure 3.15 Résultats des simulations EMTP-RV et COMSOL Multiphysics pour l'élevation de la tension V_{LIM} aux bornes du rSFCL dans les conditions de fonctionnement décrites par le circuit de la figure 3.11 avec $R_L = 2\ \Omega$, soit $I_p = 1.75 I_c = 175\ \mathrm{A_{pk}}$. Notons que les résultats de simulation sont montrés à partir du début du court-circuit car la tension est quasi-nulle avant (quelques nanoVolts). En ce qui concerne l'homogénéisation de la température, qui utilise une capacité thermique unique pour l'ensemble des couches qui composent le ruban, on peut remarquer que cela génère une sous-estimation de la tension aux bornes du rSFCL.

importants dans l'évaluation de la température, ce qui génère des erreurs dans la réponse transitoire du rSFCL. Cela peut se résumer grossièrement à l'ajout d'un délai car une analyse plus approfondie de la validité du modèle homogène est alors proposée dans la section 4.2, de manière à formuler des recommandations quant à l'utilisation du modèle homogène en température.

3.5.2 Modèle 2D : propagation du front de chaleur sur la longueur du ruban

Dans cette partie, l'objectif est de vérifier que la vitesse de propagation de la zone normale est correctement simulée avec le modèle circuit dans l'environnement EMTP-RV.

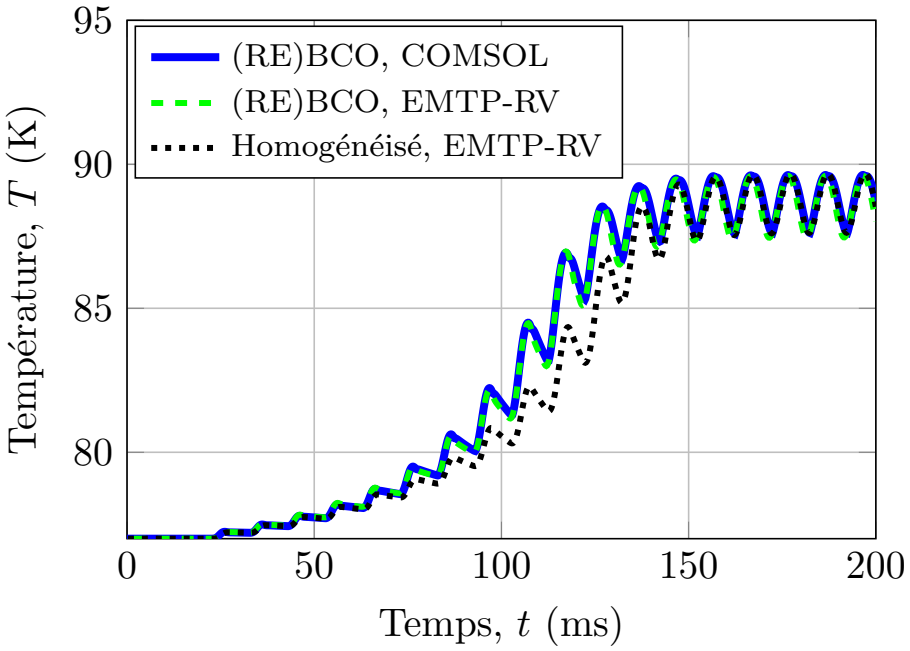


Figure 3.16 Résultats des simulations COMSOL et EMTP-RV pour la température de la couche (RE)BCO dans les mêmes conditions de fonctionnement que pour la figure 3.15. En dehors du modèle homogène, les modèles COMSOL et EMTP-RV produisent des résultats identiques. Comparé au cas précédent ($I = 10Ic$), on remarque un écart plus important entre le modèle homogène et les modèles qui considèrent la diffusion de la chaleur sur l'épaisseur du ruban.

Nous nous intéressons donc à un cas 2D car, pour modéliser les transferts de chaleur sur la longueur du ruban, il est nécessaire, en complément du maillage de l'épaisseur, de discrétiser la longueur du ruban. Dans cette section, un ruban supraconducteur de 10 mm de long et 4 mm de large a été modélisé. Le courant critique est le même que précédemment, c'est à dire $I_c = 100$ A, sur la quasi-totalité de la longueur du ruban. En effet, pour générer de la chaleur localement, une zone comprenant un point chaud a été ajoutée. Il existe plusieurs manière de générer localement un point chaud :

— Diminution de la densité de courant critique (faible rayon de courbure, champ magnétique appliqué, contrainte mécanique, etc.)
— Baisse des capacités de refroidissement (bulle de gaz) ou apport de chaleur local (amenée de courant)
— Variabilité de l'architecture du ruban avec, notamment, l'épaisseur des couches métalliques (notamment le shunt en argent/cuivre) qui, si elle est réduite, augmentera localement la résistance électrique et les pertes.

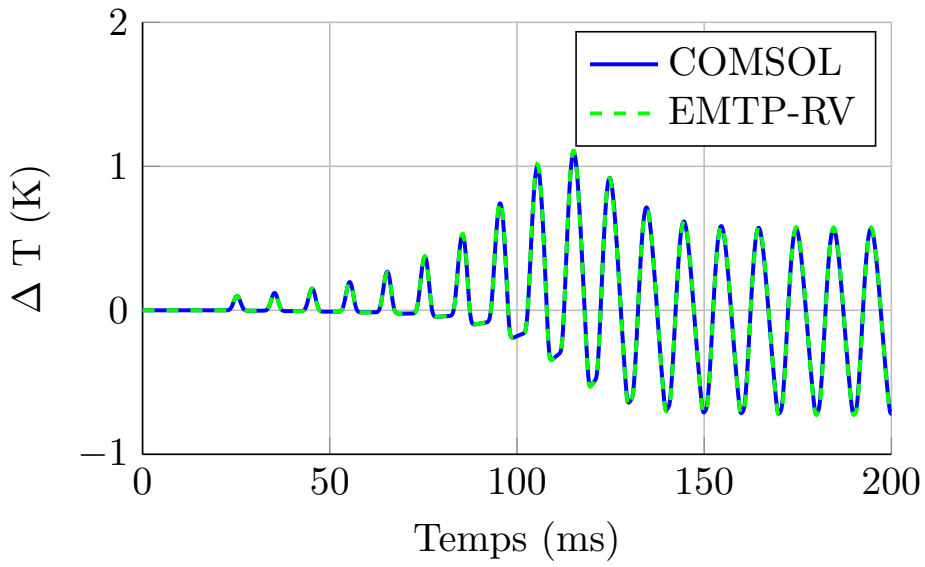


Figure 3.17 Différence de température ΔT entre la couche de (RE)BCO et la base de l'hastelloy pour $I_p = 1.75 I_c = 175$ $\mathrm{A_{pk}}$. Commme dans le cas précédent, où l'on avait $I_p = 10 I_c$, l'écart de température entre les deux points est à nouveau bien respecté pour les deux types de simulation, il est raisonnable de penser que le gradient de température dans l'épaisseur du ruban est bien modélisé.

Bien que la polyvalence de notre modèle nous permette de modéliser toutes ces situations, nous avons utilisé l'une des solutions parmi les plus communément utilisées pour créer ce que l'on pourrait qualifier de "défaut", soit une réduction locale de la densité de courant critique à l'extrémité droite du ruban sur une longueur de 1 mm avec $J_{c_F} = 0.55 J_{c0}$. L'architecture de ruban utilisée ici diffère un peu du modèle précédent (cf. figure 3.19). En effet, on considère ici 4 couches différentes soit, par rapport au modèle précédent, une couche d'argent supplémentaire du côté de l'hastelloy. En revanche, pour garder un aspect deux dimensions uniquement, aucune couche d'argent n'a été ajoutée sur le côté du ruban. De cette manière, tel que cela a été fait dans le modèle proposé précédemment, il n'est pas nécessaire de discrétiser le ruban suivant la largeur (axe $\vec{x}$). Toujours selon les résultats obtenus dans la section précédente, la discrétisation suivant l'épaisseur (axe $\vec{z}$) a été conservé en y ajoutant deux nouveaux blocs électrothermiques pour modéliser la couche d'argent additionnelle. La discrétisation du ruban, autant sur l'épaisseur que la longueur du ruban, est fournie dans le tableau 3.5.

La précision du modèle concernant le refroidissement ayant été vérifiée dans le cas d'étude précédent, les simulations présentées ici sont réalisées dans des conditions de fonctionnement adiabatiques, c'est à dire $Q_c = 0$. Une source de courant commandée sert à

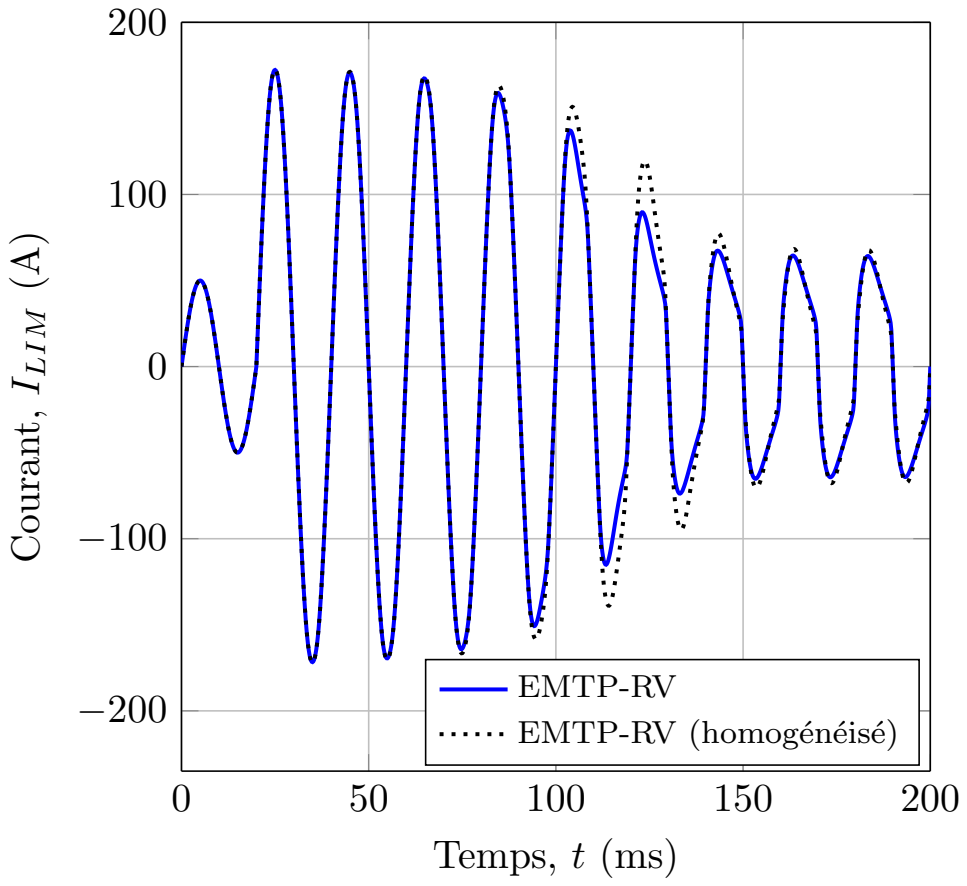


Figure 3.18 Résultats des simulations EMTP-RV pour le courant I_{LIM}, qui circule dans l'ensemble du rSFCL en considérant un modèle non homogène en température et son "équivalent" homogène. Selon le circuit de la figure 3.11 pour $R_L = 2\ \Omega$, soit $I_p = 1.75 I_c = 175\ \mathrm{A_{pk}}$. En ce qui concerne l'homogénéisation de la température, qui utilise une capacité thermique unique pour l'ensemble des couches qui composent le ruban, on note que cela génère une surestimation partielle du courant de court-circuit.

imposer la circulation du courant dans le ruban sous la forme d'un échelon $I = I_c = 100$ A pendant 30 ms. La vitesse de propagation de la zone normale est évaluée en mesurant le temps Δt, qui correspond au temps de propagation du front de chaleur sur une distance $d = 250\ \mu$m entre deux mesures de température successives. Le seuil de température pour le calcul de la NZPV est fixé à 90 K, soit la valeur de la température critique. On obtient la vitesse par la relation $NZPV = d/\Delta t$.

Dans la même optique de vérification des résultats, et tel que cela a été utilisé précédemment, on compare ici les résultats obtenus avec le modèle circuit dans EMTP-RV et ceux obtenus avec la méthode des éléments finis dans COMSOL. La première étape consiste à

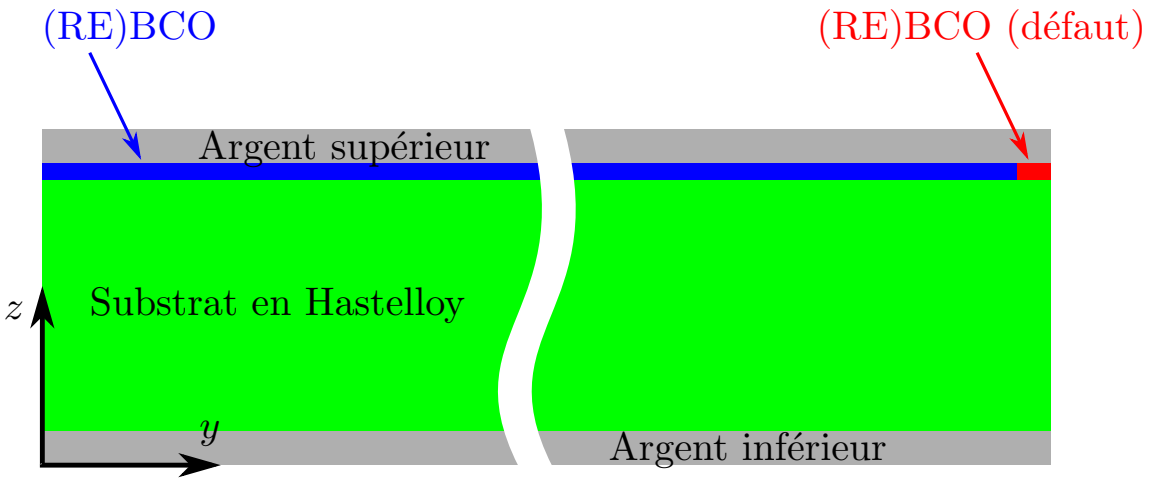


Figure 3.19 Illustration de l'architecture de ruban utilisée pour l'évaluation de la vitesse de propagation de la zone normale (les dimensions ne sont pas à l'échelle). Un point chaud, où la densité de courant critique a été abaissé volontairement à 0.55 I_c, a été ajouté de manière à générer localement de la chaleur qui va se propager le long du ruban (axe $\vec{y}$).

Tableau 3.5 Architecture du ruban pour l'étude de la vitesse de propagation de la zone normale*

Couche #	Matériau	Épaisseur (μm)	Nb d'élem. selon x, y, z	$2\Delta x$ (mm)	$2\Delta y$ (mm)	$2\Delta z$ (μm)
1	argent	2	$1 \times n_y \times 2$	4	$5/n_y$	1
2	(RE)BCO	1	$1 \times n_y \times 1$	4	$5/n_y$	1
3	hastelloy	50	$1 \times n_y \times 5$	4	$5/n_y$	10
4	argent	2	$1 \times n_y \times 2$	4	$5/n_y$	1

Du haut vers le bas

* Utilisée dans les variables globales du modèle EMTP-RV, n_y représente le nombre d'élément électrothermique qui a été utilisé pour ce cas de simulation.

vérifier l'effet de la discrétisation de la longueur, donc le nombre n_y d'éléments électrothermiques de base, qui constituent le modèle circuit équivalent. Une succession de simulations, utilisant la même architecture et le même courant, en discrétisant de plus en plus finement la

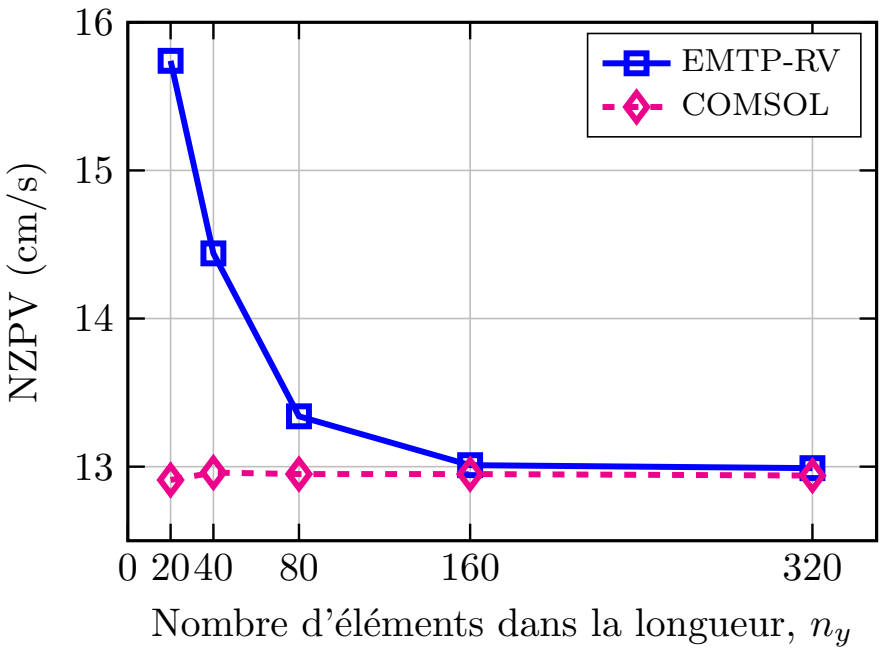


Figure 3.20 Simulation de la vitesse de propagation de la zone normale dans EMTP-RV et COMSOL Multiphysics. On constate que le modèle par éléments finis génère des résultats beaucoup plus stables que le modèle circuit. Ce dernier a tendance à accélérer la vitesse de propagation de la zone normale si la discrétisation n'est pas adaptée (+25% avec 20 éléments, + 3% avec 80 éléments et moins de 1% à partir de 160 éléments).

longueur a permis de définir le nombre d'éléments le plus adapté pour modéliser avec précision le comportement électrothermique du ruban supraconducteur. En effet, comme on peut le voir sur la figure 3.20, le nombre d'éléments a peu d'influence sur les résultats obtenus avec la méthode des éléments finis. Le constat est différent avec le modèle circuit où une discrétisation trop grossière ne permet pas d'évaluer la NZPV de façon précise. On obtient ainsi une surévaluation de la NZPV pouvant atteindre +25% dans le cas présenté.

Plusieurs différences entre les deux méthodes de simulation peuvent expliquer ce comportement. La première concerne le modèle en lui-même car on ne résout pas exactement le même problème au niveau de l'équation de la chaleur. En effet, dans le modèle circuit, la température pour l'évaluation de κ et C_{th} est prise au centre du cube, quels que soient la direction et l'emplacement de la résistance thermique. De plus, par hypothèse, on considère une température homogène sur chaque face extérieure de l'élément, ce qui n'est pas le cas dans le cadre d'une modélisation par éléments finis (et dans la réalité). Les effets électriques ne sont pas en reste, avec notamment une densité de courant critique constante à l'intérieur

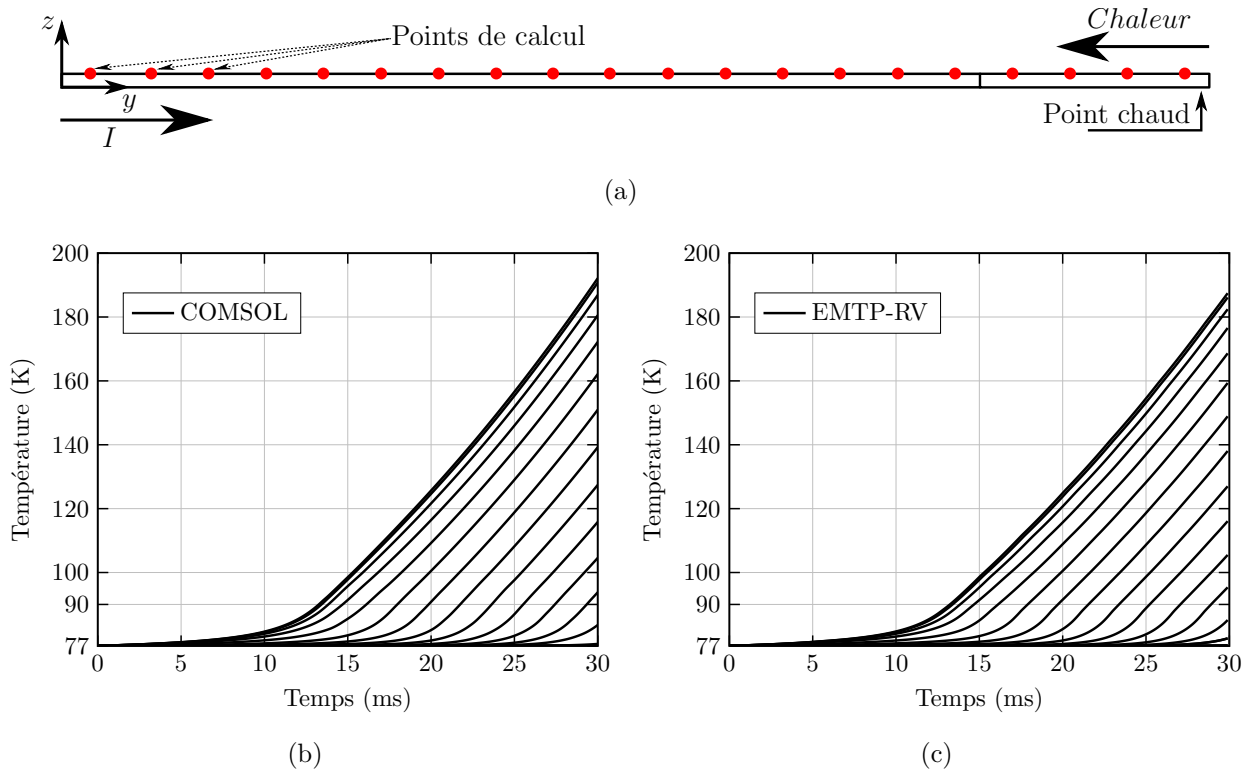


Figure 3.21 Résultats de simulation de l'évolution de la température de la surface supérieure du ruban : avec le modèle b) éléments finis (COMSOL Multiphysics, 20 éléments) ; et c) le modèle électrothermique sous forme de circuit équivalent(EMTP-RV, 80 elements). Chaque courbe de température est le relevé de température d'un point de mesure tel que cela est illustré en a) qui représente la répartition de ces différents points distribué de façon équidistante (tout les 250 μm) sur la longueur du ruban (axe $\vec{y}$). La température la plus élevée correspond au milieu du point chaud, soit l'extrême droite du ruban représenté à la figure 3.19.

d'un élément, on a donc une densité de courant critique qui est modélisée sous la forme d'une fonction constante par morceau. Le modèle circuit nécessite donc une discrétisation plus fine étant donné que les fronts de courant, qui sont directement liés à ceux de température, sont relativement raides.

En ce qui concerne les résultats observés à la figure 3.20, pour la configuration donnée (3.5) et la longueur représentée (5mm), choisir un maillage qui comporte 20 éléments pour la simulation par éléments finis et 80 éléments pour le modèle circuit donne une bonne précision. En effet, dans ce cas de figure, l'erreur est d'environ 3%. C'est d'autant plus intéressant que, le temps de simulation sur un même ordinateur est de 226 s sur EMTP-RV (80 éléments) alors qu'il est de 340 s pour COMSOL Multiphysics (20 éléments). Il semble donc

que l'approche circuit électrique soit également intéressante d'un point de vue temps de calcul.

La figure 3.21 représente l'évolution de la température de la surface du ruban pour les deux méthodes de simulation considérées. On peut voir que les deux modèles présentent des résultats de simulation très proches. À titre d'exemple, l'écart de température au niveau du point chaud est d'environ 5%, la température étant légérement plus importante pour le modèle éléments finis. Cela suit une certaine logique car, si l'on se réfère aux observations précédentes (cf. figure 3.20), la diffusion de chaleur est un peu plus rapide avec le modèle circuit qu'avec la MEF, ce qui fait que l'on transmet un peu plus d'énergie aux éléments voisins. Cela se reflète également par l'observation des courbes aux températures les plus faibles. En effet, si l'on prête attention au coins inférieurs droits des figures 3.21(b) et 3.21(c), du fait d'une vitesse de propagation de la zone normale un peu plus élevée, on peut constater la "naissance" d'une courbe supplémentaire avec le modèle circuit (c). Il est néanmoins possible de réduire cette erreur en augmentant le niveau de discrétisation dans le modèle circuit.

À titre d'exemple, les résultats présentés à la figure 3.22 ont été obtenus avec une discrétisation qui utilises 160 éléments dans EMTP-RV en conservant 20 éléments dans COMSOL. On y voit que la précision du modèle EMTP-RV est au rendez-vous, quelle que soit la valeur de la résistance d'interface. L'évaluation de la NZPV sur un modèle à échelle réduite, tel que nous l'avons fait ici, permet d'évaluer la longueur minimum de ruban qu'il faudra finement discrétiser dans un modèle multi-échelle tel que c'est illustré à la figure 3.9. On évitera ainsi de détailler le modèle sur une distance trop courte, ce qui nuirait à la bonne propagation du quench en cas de point chaud. L'évaluation de la distance doit alors être basée sur le temps de simulation et la NZPV elle-même ainsi qu'un terme additionnel dit de "sécurité". Dans le cas présent, la formule suivante a été déterminée :

$$L_{fine} = \text{NZPV} \times t_{end} + 3 \times \text{CTL}, \tag{3.33}$$

avec t_{end}, la durée de la simulation et CTL correspond à la longueur de transfert de courant, c'est à dire la distance sur laquelle s'effectue le transfert du courant qui circule dans la partie supraconductrice (RE)BCO vers le stabilisateur en argent et/ou cuivre, et inversement. Étendre la zone finement discrétisée sur une distance plus importante que celle parcourue par la zone normale pendant le temps de simulation est nécessaire. Cela permet d'éviter les "sauts" de températures à la frontière entre les deux zones différemment maillées et assure une continuité du transfert de chaleur le long du ruban, mais aussi dans l'évaluation de la température sur la longueur. Une distance trop courte aurait également pour effet de mini-

miser le développement de la tension dans la zone normale, ce qui ne facilite pas la détection et les réglages éventuels des dispositifs de protection contre les points chauds.

Le respect de cette règle “de base” dans le cas où un seul point chaud est modélisé, ce qui représente l’un des pires cas pour les rubans supraconducteurs, permet de modéliser le reste du ruban par un seul et unique élément sur la longueur restante, qui est alors considéré avec une densité de courant critique J_c homogène. Ce dernier modélise donc la section “L_{coarse}” illustrée à la figure 3.9. Ce type de modélisation constitue la base de la modélisation multi-échelle dans laquelle il est possible d’assembler côte à côte des éléments électrothermiques de différentes tailles. Cela simplifie par la même occasion, la modélisation, et réduit de manière importante le poids du modèle dans la simulation.

3.5.3 Accélération de la vitesse de propagation de la zone normale

L’une des possibilités prises en compte par le modèle pour accélérer la vitesse de propagation de la zone normale, tel que cela a été mentionné dans la revue de littérature (voir chapire 2), consiste à ajouter une fine interface résistive entre la couche supraconductrice (RE)BCO et la couche d’argent. Cela a pour effet de générer des pertes supplémentaires dans la zone où le courant passe du matériau supraconducteur à la couche d’argent supérieure, et finalement d’accélérer la vitesse de propagation de la zone normale en augmentant la longueur de transfert du courant. L’augmentation de la résistance d’interface est, dans son principe, déjà bien connue. Le but de cette partie est de vérifier que le modèle circuit du rSFCL reproduit fidèlement les phénomènes qui entrent en jeu. C’est pourquoi des simulation ont été réalisées avec différentes valeurs de résistance d’interface. Les résutats des deux environnements de simulations sont ensuite comparés.

La même architecture de rubans que la section précédente (3.5.2) à la différence que la discrétisation de la longueur du modèle EMTP-RV est basée sur 160 éléments plutôt que 80 (pour la précision), et qu’il a été ajoutée cette résistance d’interface dont les valeurs sont comprises entre 0 et 10^3 $\mu\Omega.\text{cm}^2$. Ces valeurs correspondent, pour la première, à l’absence de résistance d’interface, et pour la seconde à une valeur élevée. Les simulations issues de COMSOL Multiphysics et d’EMTP-RV sont présentées à la figure 3.22. Les résultats obtenus avec le modèle circuit dans l’environnement EMTP-RV sont, à l’image des observations précédentes, fidèle aux simulations par éléments finis exécutées sous COMSOL Multiphysics. Les pertes et les phénomènes physiques liés à l’ajout de la résistance d’interface sont correctement pris en compte. Il en ressort que l’accélération de la NZPV est bien évaluée. Notons qu’une

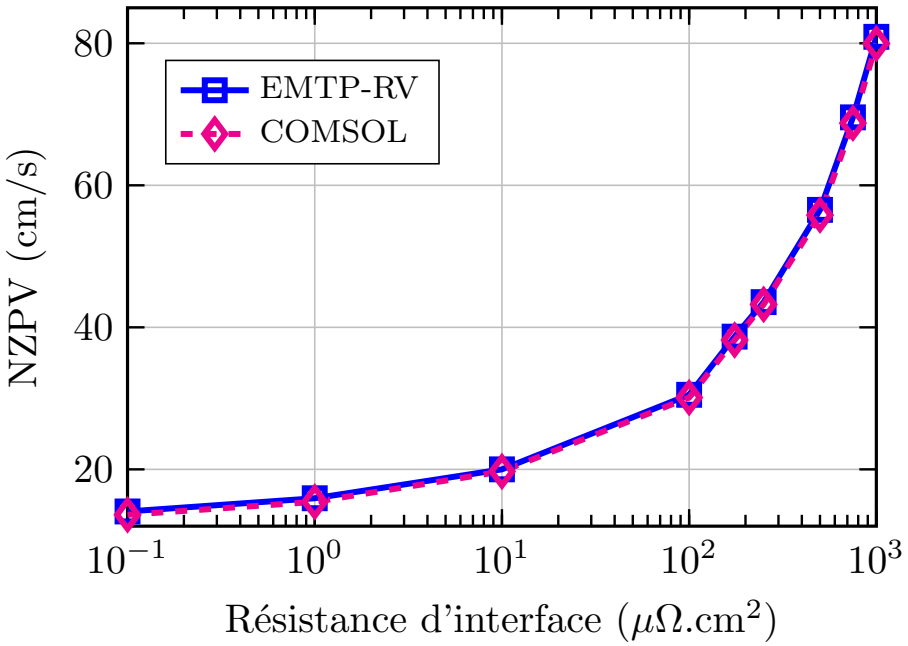


Figure 3.22 Simulation de la vitesse de propagation de la zone normale dans EMTP-RV et COMSOL Multiphysics avec l'insertion d'une résistance d'interface entre les couches de (RE)BCO et d'argent

étude un peu plus approfondie quant à l'intérêt d'une vitesse de propagation plus élevée, en utilisant des résistances d'interfaces, est réalisée à la section 4.5.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons détaillé le développement d'un modèle multi-échelle de limiteur de courant de court-circuit supraconducteur dans un environnement de simulation de réseaux électriques. Le modèle comprend une librairie de composants qui permettent la modélisation et la simulation des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs dans le logiciel EMTP-RV, qui est outil professionnel de simulation de réseaux électriques disponible commercialement.

Les limiteurs de courant de court-circuits étant parmi les technologies supraconductrices les plus prometteuses, le développement d'une telle librairie pourra favoriser la conception des appareillages avec une optimisation de l'architecture du ruban supraconducteur dans des conditions de fonctionnement de réseau réalistes, et aussi aider les ingénieurs pour les études d'intégration des rSFCL dans les réseaux électriques AC ou DC, où l'on peut trouver une

grande variété de régimes transitoires, tant dans leurs durées que dans leurs amplitudes.

Le modèle proposé ici permet de simuler la physique du limiteur en reproduisant la dynamique du comportement electro-thermique du quench pour un grand nombre d'architectures de ruban supraconducteur, qu'il est possible de paramétrer. Il est également possible de considérer les inhomogénéités du courant critique selon la longueur du ruban, et cela pourrait être étendu à sa largeur. Les résultats offerts par le modèle "circuits électriques" sont comparables avec ceux obtenus par simulations éléments finis. Il est cependant nécessaire d'utiliser une discrétisation adaptée de l'architecture du ruban simulée pour obtenir des résultats satisfaisants. Une méthode basée sur une succession de simulations qui utilisent des dimensions d'éléments de plus en plus petites, et qui permet de converger vers la bonne vitesse de propagation de la zone normale, a été proposée.

La méthode de modélisation et de discrétisation proposée tire également avantage des symétries, ce qui permet d'alléger la simulation sans sacrifier la précision. Le modèle permet de simuler la propagation du front de chaleur et la répartition du courant pour des problèmes 1-D (entre les différentes couches du ruban) ou 2-D (en ajoutant un composante longitudinale), comme cela a été présenté ce chapitre, et peut même être étendu à des problèmes 3-D. Néanmoins, le modèle est encore très lourd, et la simulation d'architectures de rubans supraconducteurs nécessitant une modélisation en 3D n'est pas réalisable à l'heure actuelle.

En effet, une telle modélisation requiert un très grand nombre de blocs électro-thermiques, et on atteint les limites de la taille de la matrice nodale augmentée dans EMTP-RV. Une amélioration du modèle en intégrant une plus grande partie du problème dans des DLLs permettrait sans doute de réduire le nombre de blocs de contrôle et potentiellement le nombre d'éléments non-linéaires dans la matrice. Cela permettrait la modélisation d'architectures complexes, tel que le "current flow diverter", et une potentielle réduction du temps de simulation.

CHAPITRE 4 IMPORTANCE DE LA MODÉLISATION ÉLECTRO-THERMIQUE POUR LA RÉPONSE TRANSITOIRE DU RSFCL SOUMIS À UNE EXCITATION ARBITRAIRE

4.1 Introduction

Lorsque l'on développe un modèle de simulation, quel que soit l'environnement, on souhaite avant toute chose que les résultats de ces simulations soient précis et fiables. Souvent, on cherche à obtenir ces résultats le plus rapidement possible, quitte à faire des approximations, du moment que les résultats obtenus demeurent assez fidèles et que l'erreur générée par les hypothèses simplificatrices soit minime ($\leq 5\%$). Du fait de leur très faible épaisseur, quelques dizaines de microns, il est tentant de considérer une température homogène pour l'épaisseur des rubans supraconducteurs. Cette hypothèse est encore régulièrement utilisée dans la littérature. Cela a pour effet de simplifier le modèle thermique en l'amputant d'une dimension. Néanmoins, cela impacte directement le modèle électrique en imposant une température identique à toutes les couches du ruban, ce qui empêche toute diffusion et transfert de chaleur dans l'épaisseur du ruban. Comme on l'a vu précédemment, cette solution semble être assez précise lorsque les valeurs présumées de courants de court-ciruit I_p sont élevées par rapport au courant critique ($10I_c$ par exemple). En revanche, on observe des résultats beaucoup moins précis et des erreurs notables lorsque le rapport I_p/I_c est plus bas ($1.75I_c$ par exemple).

Considérant ces observations, la première partie de ce chapitre a pour objectif de déterminer les limites de validité du modèle homogène à partir d'un premier cas où l'on réalise une série de simulation. On y fait varier l'impédance de court-circuit du réseau de test pour couvrir une large plage de courants de court-circuit. Le second cas d'étude traite de la réénergisation d'un transformateur de puissance d'un réseau électrique simplifié. Ce cas est intéressant car il permet d'étudier le comportement du limiteur alors que le courant d'appel est au-dessus du courant critique du rSFCL. Cela va donc provoquer une transition du limiteur et, étant donné le caractère "normal" de ce transitoire régulièrement occasionné dans les réseaux électriques, la conception du limiteur et notamment le choix d'architecture du ruban supraconducteur doivent malgré tout permettre la récupération en charge, même en présence d'un point chaud. Enfin, il est question d'un troisième cas où l'on observe les effets de la discrétisation de la densité du courant critique sur la longueur du ruban. En effet, ce dernier peut varier sur de très courtes distances et il est important de voir quel impact cela a pour le

design du rSFCL et sa réponse en régime transitoire. Les résultats observés nous invite à nous questionner quant au niveau de discrétisation (et donc de caractérisation) nécessaire pour avoir un modèle représentatif d'un ruban utilisé dans les rSFCL et ce, pour tous les régimes transitoires (forts ou faibles courants). La caractérisation offerte par les manufacturiers de fils supraconducteurs est quant à elle assez grossière, avec des mesures qui représentent des propriétés moyennées sur plusieurs mètres de fil.

Notons que toutes les simulations de ce chapitre ont été réalisées uniquement dans l'environnement EMTP-RV.

4.2 Importance de la modélisation des transferts de chaleur dans l'épaisseur du ruban

Cette section a pour but de vérifier la validité du modèle homogénéisé par rapport à un modèle qui prend en compte les transferts de chaleur dans l'épaisseur du ruban. Nous utilisons donc un modèle 1D qui n'autorise que la diffusion dans cette direction.

4.2.1 Exemple 1 : Architecture basique 1D

Mise à part l'épaisseur du substrat en hastelloy, qui est de 50 ou 100 μm, cette section reprend les simulations, l'architecture, les caractéristiques géométriques et les paramètres des matériaux présentés dans la partie 3.5.1. Le ruban est alors discrétisé uniquement dans l'épaisseur (axe z), et défini par un courant critique homogène sur l'ensemble de la longueur (axe y) du ruban et toute sa largeur (axe x). Ceci est valable, autant pour le cas homogénéisé que le cas plus complet avec diffusion de la chaleur. On peut trouver les valeurs des paramètres dans les tableaux 3.3 et 3.4. Une telle configuration ne permet donc d'observer que les transferts de chaleur dans l'épaisseur et la répartition du courant entre les différentes couches. Le circuit électrique utilisé, qui est également le même que pour le cas 3.5.1, est présenté à la figure 3.11.

Afin de couvrir une large plage de fonctionnement en surintensité du rSFCL, le courant présumé de court circuit I_p varie entre $1.6I_c$ et $20I_c$ (avec, $I_c = 100$ A). En modifiant simplement la valeur de la résistance de court-circuit R_F . Dans tous les cas de simulation, l'interrupteur qui provoque le court-circuit est fermé à $t = t_s = 20$ ms. Ce dernier reste dans cet état jusqu'à la fin de la simulation, alors paramétrée entre 200 ms et 1000 ms. Pour toutes les simulations réalisées, nous avons calculé et enregistré l'écart maximal de température observé pendant la simulation entre le modèle qui prend en compte la diffusion de la chaleur sur

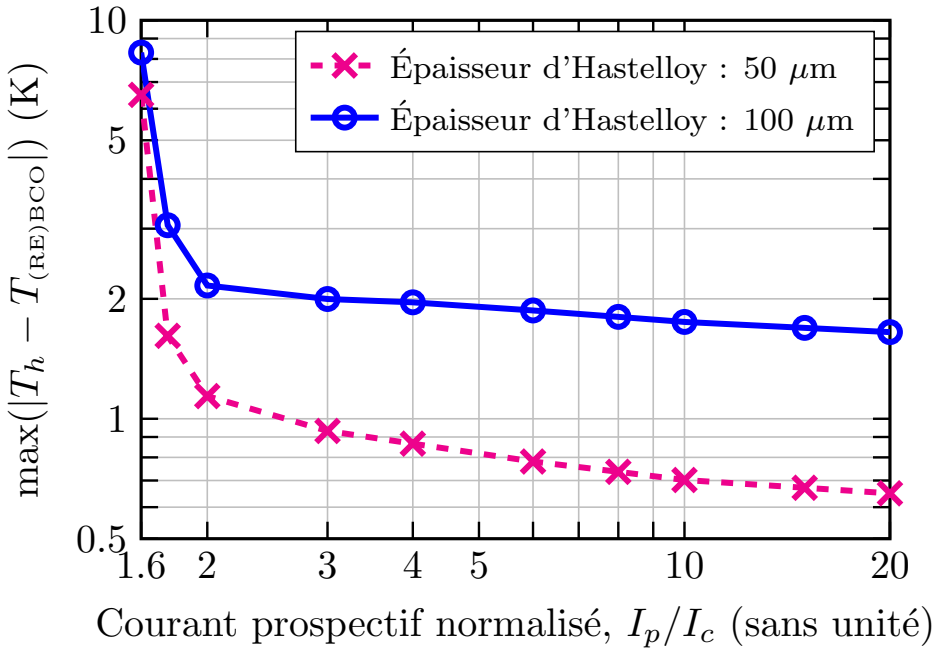


Figure 4.1 Écart maximal de température dans l'épaisseur du ruban entre le modèle homogénéisé (T_h) et un modèle qui prend en compte la diffusion de la chaleur dans l'épaisseur du ruban. Notons que, dans le dernier cas, la température relevée est celle de la couche supraconductrice $T_{(RE)BCO}$ et que les simulations ont été réalisées avec deux épaisseurs de substrat différentes (50 et 100 μm d'hastelloy).

l'épaisseur du ruban et son homologue homogénéisé (cf. figure 4.1). Pour le modèle homogénéisé, la température est notée T_h, tandis que pour le second modèle, on prend en compte la température atteinte par la couche supraconductrice $T_{(RE)BCO}$.

Les résultats sont illustrés à la figure 4.1. On peut constater que les écarts de température sont particulièrement importants lorsque le courant présumé de défaut I_p est sous le seuil des $2I_c$ et, dans de telles conditions de fonctionnement, l'écart de température entre les deux modèle peut atteindre 8 à 9 K et générer des erreurs importantes dans la dynamique du quench. Lorsque $I_p > 2I_c$, on observe des écart de température plus constants, avec environ 1 K pour le modèle dont l'épaisseur du substrat est de 50 μm, tandis que cela oscille autour de 2 K pour celui qui fait 100 μm d'épaisseur. De tels résultats étaient attendus dans le sens où le substrat représente un pourcentage élevé de l'épaisseur du ruban supraconducteur, entre 94 et 97% dans la configuration de test. Il est donc normal que la différence de température soit plus importante dans le modèle le plus épais.

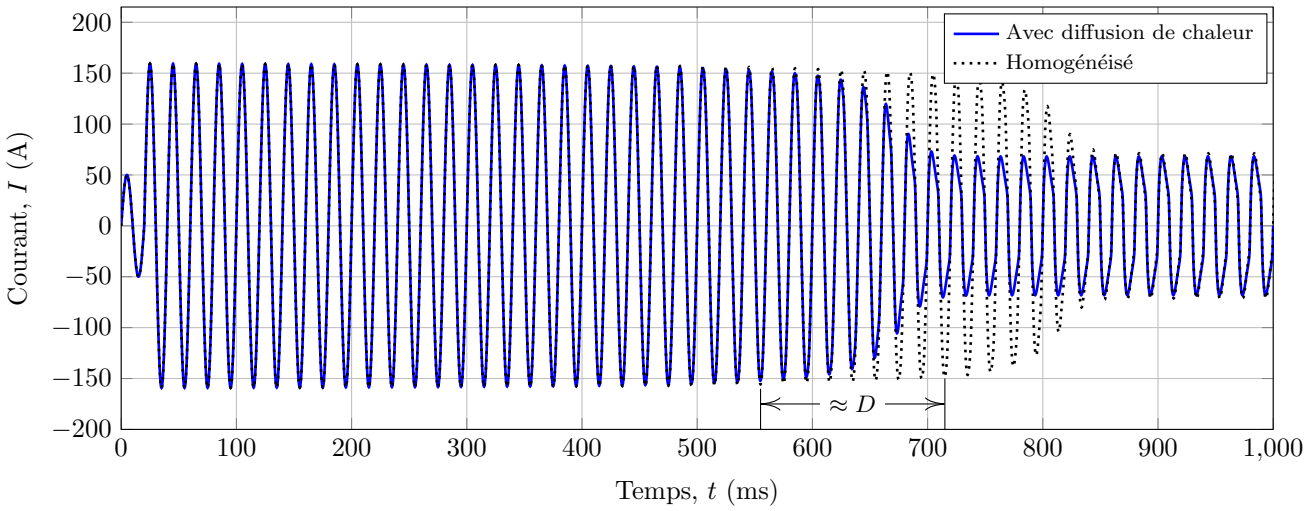


Figure 4.2 Résultats de la limitation du courant de court circuit avec $I_p = 1.6I_c$ avec un limiteur homogène et son homologue qui prend en compte la diffusion dans l'épaisseur du ruban. Un délai D correspondant à environ 150 ms, soit 8 cycles à 50 Hz, est observé pour le limiteur homogénéisé par rapport au modèle avec diffusion de chaleur dans l'épaisseur.

On peut rappeler que dans le cas où $I_p \geq 10I_c$, et avec un substrat de 100 μm, on observe des résultats satisfaisant pour le modèle homogénéisé. En effet, l'erreur sur le premier pic est d'approximativement 8% et la précision est relativement correcte ensuite (cf. figure 3.13), où il est difficile de distinguer les courants des deux modèles de simulation. Si l'on s'intéresse à nouveau au cas où $I_p < 2I_c$, on peut se remémorer le cas présenté aux figures 3.15, 3.16 et 3.18. Ainsi, on observe qu'il existe déjà un délai dans la réponse du rSFCL. L'erreur n'est alors pas présente que sur le premier pic, mais elle est aussi très perceptible sur une période plus longue qui peut atteindre plusieurs dizaines de millisecondes, tel que l'on peut le voir sur la figure 4.2, qui présente les résultats de simulation du courant limité dans le cas où $I_p = 1.6I_c$.

Cette même figure nous permet d'observer un délai important dans la réponse du modèle homogénéisé par rapport au modèle avec diffusion de chaleur dans l'épaisseur, avec un retard de l'ordre de 160 ms. Néanmoins, on remarque que l'on atteint les mêmes conditions d'équilibre en fin de simulation. On observe également, dans ce cas particulier, qu'il y a un équilibre entre le refroidissement et la puissance dissipée (pas d'effet thermique sur le courant limité). Cela se confirme avec les courbes de température que l'on peut voir à la figure 4.3, où l'on constate que le supraconducteur ne "quenche" pas complètement étant donné que sa température reste inférieure à 90 K (on pourrait également faire ces observations pour le cas

où $I_p = 1.75 I_c$, cf. figure 3.16).

Lorsque le courant est à peine supérieur au courant critique, le modèle homogénéisé présente également une mauvaise évaluation de la température de la couche de (RE)BCO. Ces résultats étaient prévisibles et attendus du fait de la masse thermique homogénéisée et de l'absence de diffusion de la chaleur. En effet, la sous-évaluation de la température de la couche (RE)BCO engendre une modification de la répartition des courants dans les différentes couches qui composent le ruban supraconducteur. Il était cependant difficile de prédire l'impact que cela aurait sur l'évaluation de la résistance durant un régime transitoire.

L'absence de diffusion dans l'épaisseur du ruban supraconducteur du modèle homogénéisé a ici un impact direct et non négligeable sur le transitoire électrique, qui se révèle être décalé dans le temps. De ce point de vue, le modèle homogénéisé en température n'est pas en mesure de reproduire correctement le comportement électrothermique d'un rSFCL dans des conditions de faible surintensité de courant (inférieure à $2I_c$). La figure 4.4 présente les écarts dans l'évaluation de la résistance électrique du rSFCL en fonction du temps. On constate que plus le rapport I_p/I_c se réduit, plus l'erreur d'évaluation du modèle homogénéisé est élevée. Les écarts de calcul de la résistance montrent des écarts très importants. Ainsi, au cours du temps, la valeur de la résistance du modèle avec diffusion de chaleur dans l'épaisseur peut être jusqu'à 20 fois plus grande que la résistance du modèle homogène. Cela génère les réponses transitoires totalement décalées dans le temps que l'on a pu observer ci-dessus.

Il est donc essentiel de modéliser les transferts de chaleur par diffusion dans l'épaisseur du ruban supraconducteur, de manière a avoir une réponse correcte du rSFCL en régime transitoire, d'autant plus que l'absence de diffusion ne fait pas qu'engendrer un délai dans la réponse du limiteur, elle peut également affecter l'amplitude du courant de court-circuit (voir figure 3.12). Tout cela n'est pas sans conséquences sur les réglages et la coordination des dispositifs de protection des réseaux électriques. L'homogénéisation de la température, régulièrement utilisée dans la littérature, doit donc être utilisée prudemment, c'est à dire qu'elle doit être réservée au cas où le courant transitoire est grand devant le courant critique. Dans les autres cas, cette simplification est une source d'erreur potentiellement importante, qui risque de fausser les conclusions à cause d'une mauvaise évaluation de la réponse du rSFCL en régime transitoire.

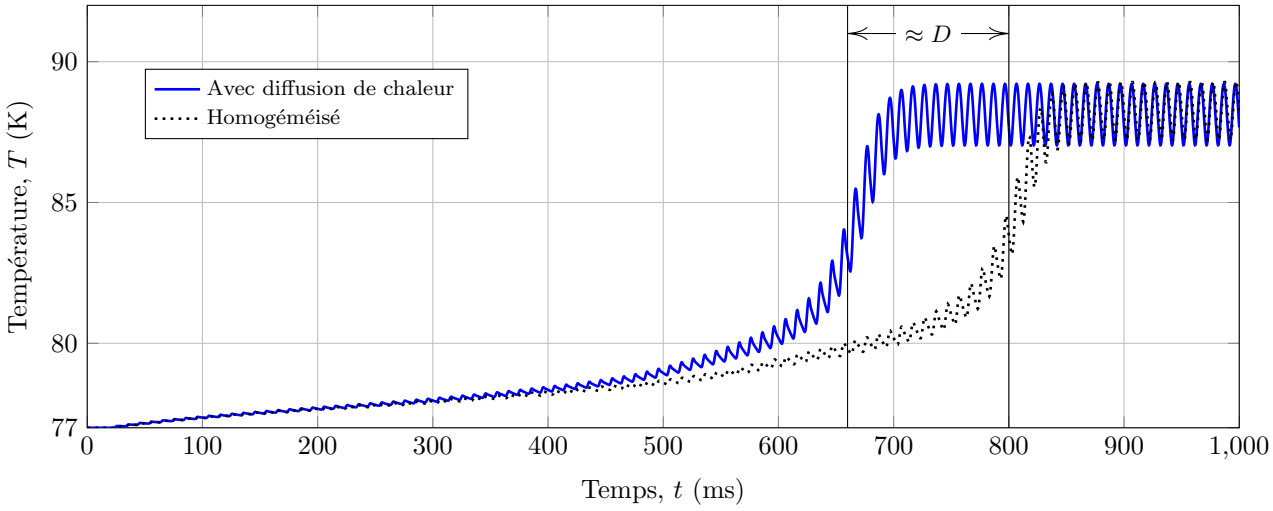


Figure 4.3 Température lors de la limitation du courant de court circuit avec $I_p = 1.6I_c$ avec un limiteur homogénéisé et son homologue qui prend en compte la diffusion thermique sur l'épaisseur de ruban (T_{REBCO}). Un délai D correspondant à environ 150 ms, soit approximativement 8 cycle à 50 Hz, est observé pour le limiteur homogénéisé par rapport au modèle avec diffusion dans l'épaisseur.

4.2.2 Impact de l'architecture du ruban

Afin de compléter l'étude, mais aussi d'évaluer l'impact d'un courant légèrement supérieur au courant critique sur un autre type d'architecture, des simulations ont été menées sur une architecture de ruban proche de celle proposée par SuperPower® ou équivalente, en terme de résistance par unité de longueur, au modèle proposé ci-dessus. On conserve alors le coeur du ruban, c'est à dire les mêmes épaisseurs et largeur d'hastelloy et de matériau supraconducteur. La seule modification concerne la couche métallique (argent) qui fait désormais 1 μm d'épaisseur, mais qui est présente sur tout le contour du ruban, tel qu'illustré à la figure 4.5. De cette manière, on obtient, à la différence de l'épaisseur d'argent latérale de 1 μm sur la hauteur du ruban, qui vaut alors 53 μm ou 103 μm selon l'épaisseur du substrat en Hastelloy, la même section métallique et donc la même résistance par unité de longueur.

Les résultats montrent qu'avec cette architecture, la température du ruban est beaucoup plus homogène, notamment avec le substrat de 50 μm, ce qui atténue l'écart observé entre le modèle homogénéisé et celui qui considère désormais la diffusion dans l'épaisseur et dans la largeur du ruban. Malgré cette meilleure homogénéité, l'écart de température existe toujours et un délai est tout de même observable, voir figure 4.6. Néanmoins, le modèle homogénéisé

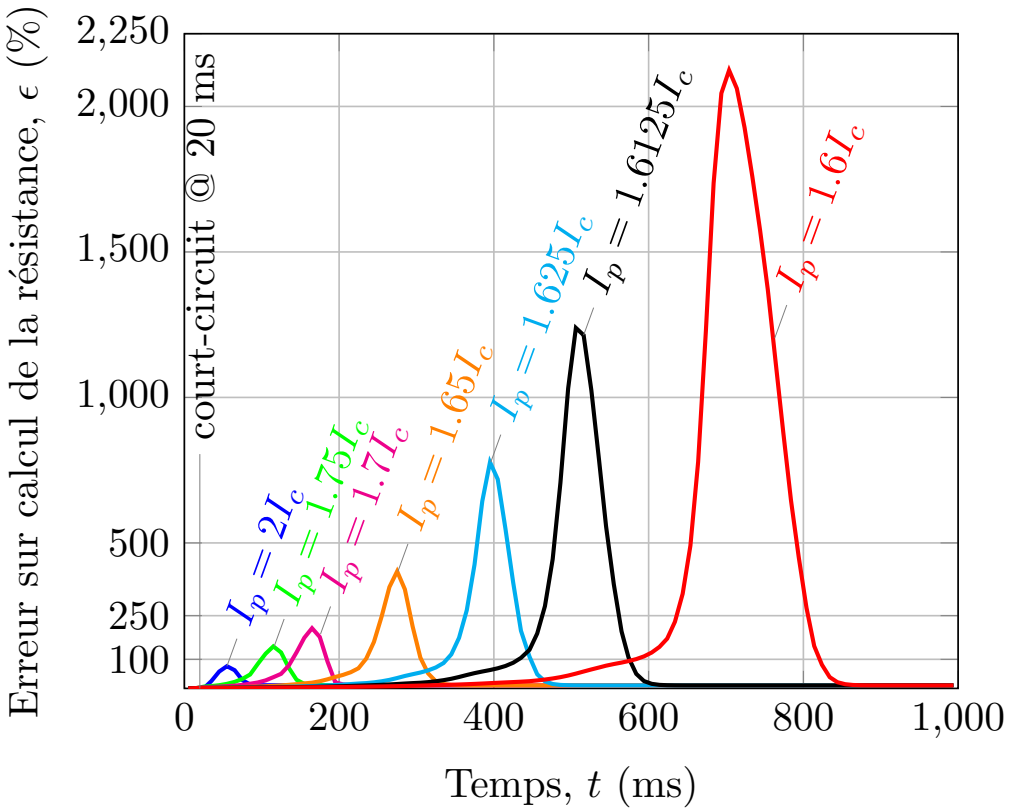


Figure 4.4 Écart relatif ϵ (en %) pour l'évaluation de la résistance du rSFCL du modèle avec diffusion dans l'épaisseur du ruban par rapport au modèle homogénéisé. Les résultats sont fournis pour un grand nombre de courants prospectifs. On peut constater que plus le rapport I_p/I_c se réduit, plus l'erreur d'évaluation du modèle homogénéisé est élevée.

a déjà plus de sens pour ce type d'architecture.

Figure 4.5 Illustration de l'architecture d'un ruban supraconducteur de Superpower Inc. (Pas de mise à l'échelle).

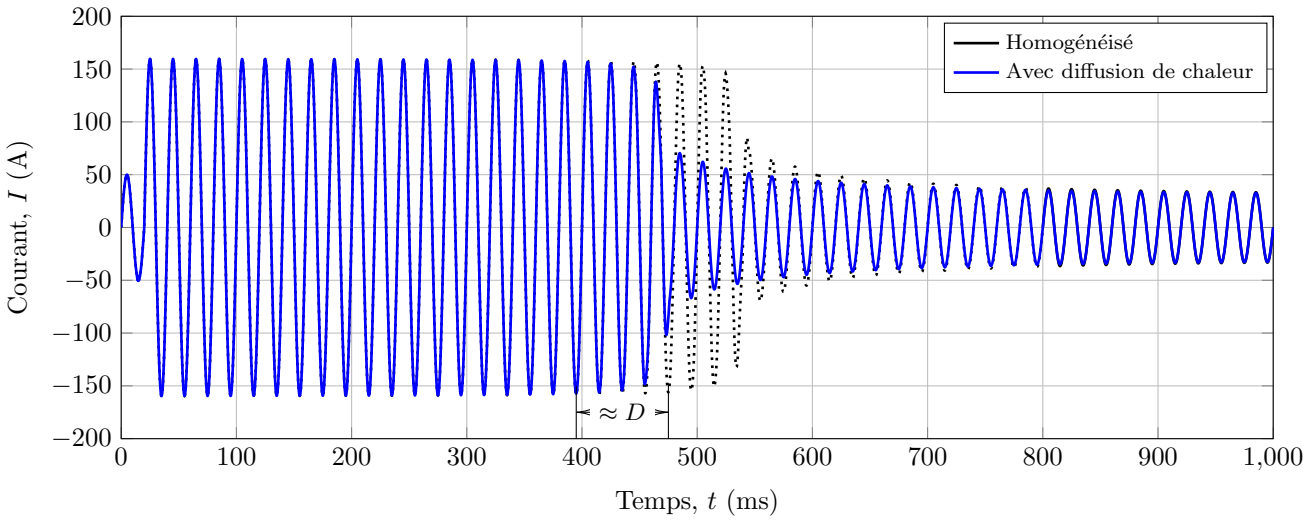


Figure 4.6 Résultats de la limitation du courant de court circuit avec $I_p = 1.6I_c$ avec un limiteur homogène et son homologue qui prend en compte la diffusion dans l'épaisseur du ruban. Un délai D correspondant à environ 80 ms, soit 4 cycles à 50 Hz, est observé pour le limiteur homogénéisé par rapport au modèle avec diffusion de chaleur dans l'épaisseur. Ici, l'architecture est similaire à celle présentée à la figure 4.5 avec un substrat de 100 μm.

L'architecture de la figure 4.5 présente une température de ruban plus homogène, ce qui engendre un quench plus franc. En revanche, elle présente tout de même un inconvénient majeur. En effet, du fait d'une structure de bobinage anti-inductive et, avec cet arrangement des fils supraconducteurs, le refroidissement ne peut se faire que par une seule face du ruban. En effet, si l'on se place dans le cas idéal, on peut remarquer une sorte de miroir dans le plan de symétrie qui lie les deux rubans (cf figure 3.10) et, de ce fait, $\nabla T = 0$ et aucun transfert de chaleur n'a lieu entre les deux rubans.

La chaleur générée dans la couche d'argent inférieure doit alors traverser toutes les autres couches avant de pouvoir être évacuée dans le bain d'azote, ce qui débouche sur un temps de récupération de l'état supraconducteur plus long et des températures plus élevées que dans le cas où l'on a une seule couche d'argent sur la face refroidie, du côté de la couche supraconductrice. Malgré cela, cette architecture présente l'avantage d'avoir une vitesse de propagation de la zone normale plus élevée [7, 15, 16], ce qui est un élément important en cas de point chaud pour en faciliter la détection et éviter la destruction totale ou partielle du ruban supraconducteur (donc tout ou partie du rSFCL).

Chaque architecture de ruban présente des avantages et des inconvénients et il est nécessaire de pouvoir les modéliser correctement pour envisager les simulations qui permettront d'en choisir une puis d'optimiser et parfaire le design du rSFCL en conséquence. C'est ce que nous proposons ici avec un premier pas vers un modèle dont la souplesse de conception autorise une modélisation fine de l'architecture du rSFCL dans un logiciel de simulation de transitoire de réseau électrique, donc un environnement idéal pour tester le limiteur de courant de court-circuit supraconducteur dans les conditions de stress/fonctionnement liées aux caractéristiques du réseau dans lequel il sera implanté.

4.3 Étude de cas : Ré-alimentation de transformateur

Le cas étudié ici, à savoir la ré-alimentation d'un transformateur de puissance avec un rSFCL connecté du côté primaire, va nous permettre de soumettre le rSFCL à des surintensités qui peuvent être supérieures au courant critique, mais qui ne sont que des transitoires normaux, régulièrement observés dans les réseaux électriques. En effet, la mise sous tension d'un transformateur de puissance peut générer des courants d'appel importants du fait de la saturation du noyau ferromagnétique. L'amplitude des premiers pics de courant peut alors atteindre plusieurs fois le courant nominal. On observe ensuite un amortissement et une décroissance progressive de l'amplitude, jusqu'à atteindre le régime permanent après plusieurs dizaines voir centaines de millisecondes. Le limiteur, alors connecté du côté primaire, va devoir supporter ce transitoire, dont les valeurs de courant peuvent dépasser son courant critique. Il s'ensuit alors une amorce de quench du matériau supraconducteur qui va entrer dans un état dissipatif. On observe alors des pertes et un échauffement du limiteur alors que nous ne sommes pas dans des conditions de défaut.

Une telle approche, c'est à dire la modélisation de la physique de la limitation du courant de court-circuit avec un rSFCL dans un logiciel de réseau électrique, est également d'une grande aide pour la vérification d'un design dans des conditions de simulations qui se rapprochent d'un cas réel. Cela permet une étape de vérification/validation supplémentaire en ce qui concerne le design électrique et thermique du rSFCL en portant une attention particulière au phénomène de point chaud, qui est courant dans les rubans supraconducteurs de 2ème génération du fait d'inhomogénéités chroniques dans le courant critique ($I_c = I_{c0} \pm 20\%$) [6]. Un courant d'appel tel que celui décrit ci-dessus est relativement commun dans les réseaux électriques. La conception du limiteur doit donc en tenir compte et, malgré le dépassement du courant critique, le limiteur doit être capable de récupérer l'état supraconducteur et ce, même si la charge est connectée en permanence (absence de délestage).

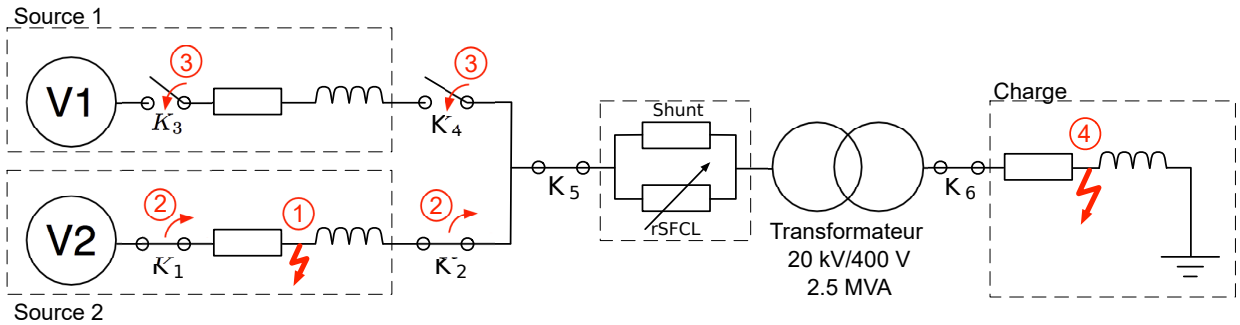


Figure 4.7 Cas d'étude 4.3 : réseau électrique dans lequel un rSFCL est branché au primaire d'un transformateur de puissance.

La conception du limiteur, notamment l'architecture du ruban, doit donc tenir compte du courant d'appel du transformateur mais aussi, dans ce cas d'étude, de l'efficacité de la limitation du courant en cas de court-circuit triphasé franc du côté secondaire. L'influence d'un point chaud sur le design du limiteur est également observée. Ensuite, nous avons abordé un cas plus général avec un ruban non homogène, où le courant critique est égal à $I_c \pm 20\%$ réparti sur la longueur du ruban en suivant une loi normale dont les données sont extraites de rubans commercialement disponibles. Toutes ces études ont été menées dans le but de valider une architecture de ruban qui ne chauffe pas excessivement, notamment dans la zone du point chaud, ce qui est un point essentiel dans la conception d'un rSFCL afin d'éviter une potentielle destruction causée par une température trop élevée.

Malgré la simplicité apparente du réseau traité dans cette section, et bien que le cas de court-circuit qui suit rapidement la réalimentation du transformateur soit peu probable, il n'en demeure pas moins impossible. De plus, c'est typiquement lors d'un enchainement de contraintes sévères et défavorables aux dispositifs en cours de test que l'on prouve la robustesse de sa conception et sa fiabilité. Le cas est déjà suffisamment complexe pour observer des effets intéressants, et il y a assez de contraintes dans le réseau pour aller dégager des tendances quant à l'optimisation de l'architecture du ruban dans le cas étudié.

Ce genre d'étude demeure une étape importante et devrait systématiquement être effectuée dans le processus de design d'un limiteur de courant de court-circuit supraconducteur. En effet, les régimes transitoires normalement rencontrés dans les réseaux électriques sont nombreux et variés, tant dans leur durée que dans leur amplitude. À titre d'exemple, on

peut citer, entre autres possibilités, la mise sous tension de batteries de condensateurs et les démarrages de moteurs. Dans de telles conditions de fonctionnement, il est important que le comportement du limiteur puisse être correctement prédit et analysé par les ingénieurs des réseaux de transport et de distribution d'énergie électrique.

Le modèle équivalent que nous avons développé dans EMTP-RV, détaillé au chapitre précédent, est parfaitement adapté à de telles simulations comparativement à la simulation par éléments finis, avec laquelle il est difficile d'implémenter la partie circuit de façon détaillée. Néanmoins, ce dernier outils de simulation demeure une étape importante et complémentaire pour affiner le design et observer les phénomènes physiques de façon plus approfondie.

4.3.1 Paramètres du réseau de test

Dans cette section, on simule le réseau présenté à la figure 4.7. On considère un modèle équivalent monophasé d'un transformateur de distribution qui fonctionne à pleine charge (2.5 MVA, Z=6%, 20 kV/400 V). Une inductance, représentée par une fonction non linéaire par morceau (figure 4.8), modélise le comportement du noyau ferromagnétique du transformateur. On ne considère pas de boucle d'hystérésis et l'inductance n'est modélisée qu'à l'aide de 3 segments, ce qui nous donne trois inductances dont les valeurs sont résumées dans le tableau 4.1. La chronologie des événements se présente ainsi :

1. Un défaut apparaît au niveau de la ligne de la source 2. Les disjoncteurs K_1 et K_2 s'ouvrent et déconnectent alors la ligne en défaut. Les disjoncteurs K_3 et K_4 se ferment ensuite et alimentent à nouveau le transformateur. Notons que la simulation démarre à cet instant précis, ainsi on pose $t = 0$ ms.
2. Un court-circuit se produit au point 4 (à proximité de la charge) à l'instant $t = 500$ ms.
3. Le disjoncteur K_6 isole le défaut à $t = 620$ ms.
4. La simulation s'achève à $t = 700$ ms.

Il n'y a donc pas de défaut en aval du transformateur au début de la simulation. On étudie alors le comportement du rSFCL pendant le transitoire du transformateur seulement. Dans cette étude relativement simplifiée, on considère un réseau infini en amont. De ce fait, on représente ce dernier à l'aide d'une source de tension idéale et de valeur 1 p.u., qui se retrouve alors connectée directement au primaire du transformateur. Comme les disjoncteurs K_5 et K_6 ne sont jamais ouverts, la charge est connectée en permanence, ce qui impose une contrainte supplémentaire au limiteur. En effet, le courant de charge va donc y circuler en permanence,

Tableau 4.1 Paramètres utilisés pour la simulation du réseau en régime transitoire dans EMTP-RV

Paramètre	Valeur	Description
V_P	11.55 kV	Tension au primaire du transformateur (RMS)
V_S	0.23 kV	Tension au secondaire du transformateur (RMS)
I_{NP}	72.2 A	Courant nominal primaire (RMS)
I_{NS}	3608 A	Courant nominal secondaire (RMS)
f	50 Hz	Fréquence
P_T	830 kVA	Puissance utile du transformateur
P_{NL}	1.1 kW	Pertes à vide
P_L	10.7 kW	Pertes en charge (1 p.u.)
R_S	0.0125 p.u.	Résistance équivalente des enroulements
X_S	0.059 p.u.	Inductance de fuite
R_μ	750 p.u.	Résistance de la branche shunt (pertes fer)
$X_{\mu 1}$	54 p.u.	Inductance de magnétisation (segment 1)
$X_{\mu 2}$	14 p.u.	Inductance “coude de saturation” (segment 2)
$X_{\mu 3}$	0.075 p.u.	Inductance de magnétisation “saturée” (segment 3)
Φ_K	1.1 to 1.2 p.u.	Flux dans le coude de saturation
X_T/R_T	4.7	Rapport X/R du transformateur
Z_L	1 p.u.	Impédance de la charge
X_L/R_L	0.109	Rapport X/R de la charge

ce qui ne va pas faciliter la récupération de l’état supraconducteur après les premiers pics du courant d’appel du transformateur.

4.3.2 Paramètres du ruban supraconducteur utilisé : caractéristiques communes à toutes les simulations

Cette section répertorie les informations qui sont communes à tous les cas de simulations dans les tableaux 4.2, 4.3 et 4.4. Le ruban est constitué de 3 couches distinctes, tel qu’illustré à la figure 4.9. Tel que cela a été décrit dans le chapitre dédié à la modélisation, les couches très fines, telles que les couches tampons entre la couche (RE)BCO et le substrat en hastelloy, ainsi que la couche d’interface résistive entre le supraconducteur et le stabilisateur en argent,

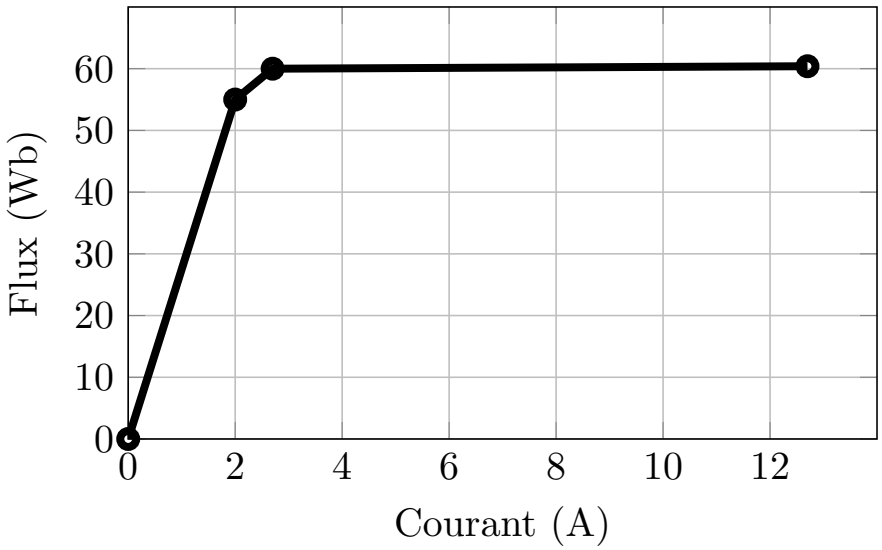


Figure 4.8 Fonction continue par morceau utilisée pour modéliser l'inductance de magnétisation du noyau ferromagnétique non linéaire du transformateur de puissance de la figure 4.7. La partie négative des flux et des courants suit le même profil, mise à part la différence de signe.

Tableau 4.2 Paramètres utilisés pour le matériau supraconducteur (RE)BCO.

Paramètre	Valeur	Description
E_c	1 μV/cm	Critère de champ électrique critique
J_{c0}	2.5 MA/cm^2	Densité de courant critique en champ propre
n	15	Exposant de la loi de puissance
ρ_{T_c}	30 $\mu\Omega$.cm [1]	Résistivité à l'état normal à $T = T_c$
α	0.47 $\mu\Omega$.cm/K [1]	Coefficient de température
T_c	90 K	Température critique
T_0	77 K	Température du bain de LN_2

[1] Déduction faite à partir des travaux de Friedmann *et al.* [111] en moyennant la résistivité à l'état normal le long des axes cristallographiques a et b.

sont respectivement insérées en utilisant une isolation électrique et une résistance électrique constante. Chacune de ces couches est également considérée comme un conducteur thermique parfait (modélisé par un court-circuit dans l'équivalence électro-thermique).

Le courant critique du limiteur a été choisi égal à cinq fois le courant nominal du réseau

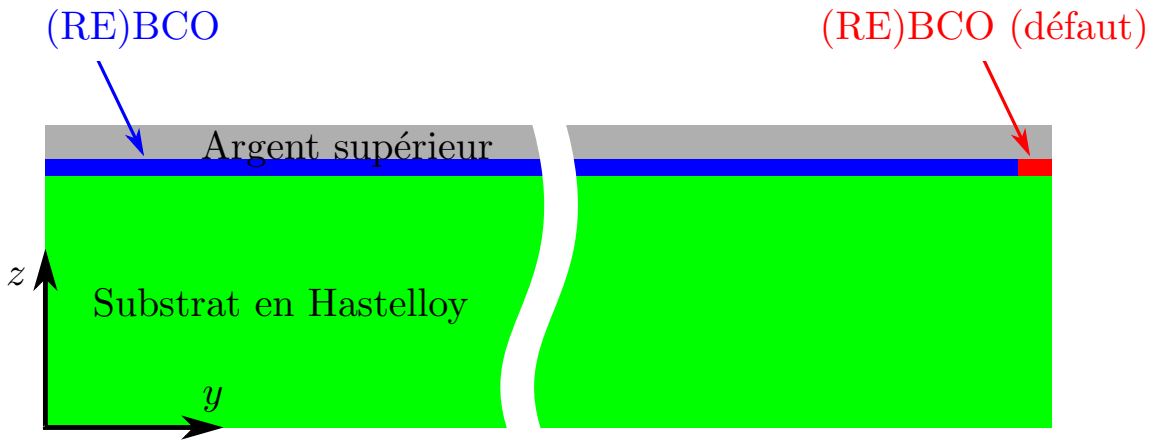


Figure 4.9 Architecture du ruban supraconducteur utilisé dans le cas d'étude 4.3. On ne considère ici que trois couches dont les paramètres sont donnés dans les tableaux 4.3 et 4.4.

à pleine charge. Nous avons donc $I_c = 5 \cdot \sqrt{2} \cdot I_{NP} \approx 500$ A. Les épaisseurs du substrat en Hastelloy et de la couche supraconductrice (RE)BCO valent respectivement 50 μm et 1 μm. De cette dernière dimension, on déduit une largeur totale de 20 mm en considérant une densité de courant $J_c = J_{c0} = 2.5$ MA/cm^2 (cf. tableau 4.2). La couche d'argent, quant à elle, voit son épaisseur varier entre 2 μm et 5 μm par incrément de 1 μm. La discrétisation utilise un nombre d'éléments constant dans l'épaisseur du ruban (axe z), et suit les informations données dans le tableau 4.4.

La longueur totale du limiteur a été prealablement déterminée en fonction de l'architecture du ruban à l'aide l'équation suivante [113] :

$$L = V_{RMS} \sqrt{\frac{\Delta t}{\int_{90}^{Tmax} \left[\rho(T) \times C_p(T)\right] \, dT}} \,, \tag{4.1}$$

où V_{RMS} est la tension efficace qui est susceptible d'être appliquée aux bornes du rSFCL, $\rho(T)$ représente la résistivité électrique et $C_p(T)$ la capacité thermique volumique de chaque matériau qui compose le ruban supraconducteur considéré. On néglige ici la résistivité du matériau supraconducteur issue de la loi de puissance en faisant l'hypothèse que nous sommes bien au-dessus du courant critique, et on considère ainsi que la résistivité est à l'état normal,

Tableau 4.3 Paramètres de simulation communs à toutes les simulations réalisés dans cette thèse.

Paramètre	Valeur	Description
L	570 à 850 m	Longueur totale du rSFCL[1]
R_{sh}	30 Ω	Valeur de la résistance du shunt purement résistif
$R_{SFCL_{77K}}$	36.4 à 22.3 Ω	Valeur de la résistance du rSFCL à 77 K[1]
$R_{SFCL_{200K}}$	121.4 à 80.3 Ω	Valeur de la résistance du rSFCL à 200 K[1]
w	20 mm	Largeur totale du rSFCL (5 rubans de 4 mm)
I_C	500 A	Valeur du courant critique

[1] Pour 2 μm à 5 μm d'épaisseur de stabilisateur en argent.

qui est au moins deux ordres de grandeur de plus que le cuivre et l'argent. Finalement, la température maximale T_{max} a été fixée à 200 K, ce qui permet de favoriser une récupération relativement rapide (quelques secondes)et, dans le cas d'un vrai limiteur, de réduire les risques mécaniques liés à une trop grande dilatation thermique du ruban, ce qui aurait pour effet d'augmenter sa longueur et les risques de déformation associés (boucles de faible rayon de courbure, torsion, etc.).

Pour évaluer la longueur de ruban supraconducteur nécessaire à la conception de notre limiteur, il a été considéré que la tension maximale à laquelle pouvait être soumis le limiteur était la tension de la source, et ce, pendant une durée Δt de 120 ms. Cela correspond à un temps d'opération typique pour que des dispositifs de détection (relais), associés aux dispositifs de protection (disjoncteurs), puissent interrompre le courant dans le circuit en défaut. Avec cette méthode de dimensionnement rapide, on fait l'hypothèse que le limiteur opère dans des condition adiabatiques, c'est à dire qu'on ne considère aucun refroidissement, et on suppose également que le ruban transite de façon homogène, ce qui est une hypothèse très forte par rapport à la probabilité élevée d'avoir des points chauds, notamment lorsque le courant est très proche tout en étant légèrement au-dessus du courant critique. Malgré le fait que l'on considère ici une transition uniforme de la longueur du ruban, il n'est pas garanti que la température du point chaud n'excède pas des températures critiques, qui sont synonymes de destruction du limiteur. Il est donc important d'avoir la possibilité d'observer les phénomènes physiques locaux pour y évaluer les températures.

Toutes ces hypothèses font que l'on a affaire, en dehors de phénomènes locaux tels que

Tableau 4.4 Architecture du ruban et discrétisation dans l'épaisseur des différentes couches.

Couche	Matériau	Épaisseur (μm)	# d'élément suivant z	$2\Delta x$ (mm)	$2\Delta y$ (μm)	$2\Delta z$ (μm)
1	Argent	2 à 5	2	20	50	1 à 2.5
2	(RE)BCO	1	1	20	50	1
3	Hastelloy	50	4	20	50	12.5

les points chauds, à l'un des pires cas (pas de refroidissement, tension maximale aux bornes du limiteur, pas d'impédance shunt en parallèle au limiteur). Ainsi, on surévalue la longueur de ruban nécessaire et on obtient, selon que l'épaisseur de la couche stabilisatrice en argent fasse 2 μm ou 5 μm, une longueur de ruban comprise entre 570 m et 850 m.

Comme dans le chapitre précédent, la NZPV de chaque architecture a été déterminée à l'aide d'une succession de maillages de plus en plus fins pour finalement arriver à des éléments de 50 μm de longueur en considérant une résistance d'interface de 10^{-1} $\mu\Omega.\text{cm}^2$, soit une valeur typique pour les rubans supraconducteurs de deuxième génération disponible commercialement [14, 85]. Cela permet de reproduire avec précision le comportement électrothermique du matériau supraconducteur et la physique du phénomène de propagation de la zone normale. Ainsi, nous arrivons à des vitesses de propagation de la zone normale situées entre 11.1 cm/s pour 5 μm d'argent et 18.3 cm/s en utilisant un stabilisateur de seulement 2 μm d'épaisseur.

Dans tous les cas de simulation, une impédance shunt a été ajoutée en parallèle avec le rSFCL (cf. tableau 4.3). Bien qu'ici on ne considère qu'un shunt purement résistif et constant avec $R_{sh} = 30\ \Omega$, l'utilisation d'un logiciel de simulation de transitoire de réseau tel qu'EMTP-RV permettrait d'envisager un shunt partiellement inductif, de façon à faire varier le rapport X/R du limiteur. La présence de cette impédance shunt, en plus de dévier une partie importante du courant et de limiter les échauffements, a un impact direct sur la tension aux bornes du limiteur. Sa présence pourrait également offrir une plus grande souplesse dans la coordination des protections en ajoutant un disjoncteur en série avec le limiteur.

4.4 Cas 3 : Étude no. 1 présence d'un seul point chaud

4.4.1 Modélisation

Dans cette partie, nous utilisons une modélisation multi-échelle, telle qu'elle a été présentée dans la section 3.4 à la figure 3.9 et nous ne faisons varier que l'épaisseur du shunt de 2 μm à 5 μm sans action sur la résistance d'interface, qui reste à 10^{-11} $\Omega.\mathrm{m}^2$, qui est une valeur typique des rubans commercialement disponibles.

Il existe un grand nombre de possibilité pour créer un point chaud dans un ruban supraconducteur lorsqu'on réalise une simulation numérique, mais comme dans le cas précédent, il a été décidé d'utiliser une dégradation locale de seulement 5 % de la densité de courant critique J_{cF} dans la zone de défaut. De ce fait, $J_{cF} = 0.95 J_{c0}$ sur une longueur de 500 μm au milieu du ruban. Malgré la faible dégradation de J_c comparativement à ce que l'on peut observer sur un ruban commercial (de l'ordre de $\pm 20\%$), on note déjà une influence importante de l'architecture du ruban supraconducteur.

Le cas où l'on a qu'un seul point chaud est également un cas critique dans le sens où c'est l'un des pires qui peut être rencontré. En effet, l'efficacité de la limitation du courant est avant tout liée à la transition de la zone homogène, dont le courant critique est légèrement supérieur à celui du point chaud. En effet, la tension développée dans la zone du point chaud est trop faible pour avoir une quelconque influence sur la limitation du courant de court-circuit. Cette faible tension ne facilite pas non plus la détection et donc le déclenchement des dispositifs de protection. Dans ce cas de figure, il est probable que le limiteur soit détruit du fait d'une température localement trop élevée.

En utilisant les considérations de symétries décrites dans le chapitre précédent, il est possible de ne représenter qu'un quart du ruban. Dans un premier temps, comme il n'y a qu'un seul point chaud, nous pouvons utiliser la représentation multi-échelle qui est illustrée à la figure 3.9 page 66. La zone voisine au point chaud a été discrétisée en utilisant jusqu'à 2000 éléments de 50 μm de longueur, tandis que le reste du ruban, considéré comme homogène, n'utilise qu'un seul long élément. Cependant, comme nous l'avons montré dans la section précédente, les transferts de chaleur dans l'épaisseur du ruban ne sont pas toujours négligeables et il est donc important de conserver la discrétisation dans l'épaisseur du ruban (axe z). Celui-ci a donc été subdivisée en suivant les informations données dans le tableau 4.4.

Plusieurs solutions potentielles, et combinaisons de ces solutions peuvent être envisagées

pour endiguer le phénomène de point chaud. Par exemple, il est possible d'augmenter l'épaisseur de substrat en hastelloy. Sans aucun autre changement dans l'architecture du ruban, la puissance à dissiper est à peu de chose près la même étant donné la résistivité relativement élevée de l'Hastelloy. En revanche, l'augmentation de l'épaisseur de substrat permet d'abaisser le niveau de température grâce à une capacité thermique plus importante qui permet d'absorber plus d'énergie.

Parce que cela influence le partage du courant entre le rSFCL et l'impédance shunt, l'ajustement de cette dernière est une autre option pour protéger le ruban supraconducteur. En effet, la diminution de la valeur du shunt réduit automatiquement la quantité de courant qui va transiter dans le rSFCL et, par la même occasion, les échauffements du ruban supraconducteur. Cependant, dans ce cas de figure, la valeur du shunt doit être ajustée de façon à trouver un bon compromis entre le facteur de limitation et la température atteinte.

En revanche, cela ne règle pas le problème des points chauds du fait que ces derniers ne provoquent pas une montée en tension assez importante pour que le courant circule majoritairement dans le shunt. À ce titre, il est possible d'utiliser des architectures de ruban supraconducteur qui permettent d'augmenter la NZPV de manière à étendre rapidement la zone du point chaud, ce qui engendre une croissance plus rapide de la tension plus importante aux bornes du rSFCL et du shunt qu'avec des rubans dont la NZPV est plus lente. Cela peut se faire simplement en augmentant la résistance d'interface entre la couche supraconductrice (RE)BCO et le stabilisateur métallique, ce qui a pour effet d'augmenter la longueur de transfert de courant, et par la même occasion la vitesse de propagation de la zone normale [14, 7, 85].

Il est aussi possible d'envisager des architectures plus originales et sophistiquées, tel que l'utilisation de "current flow diverter" (CFD) [103]. La présence du CFD permet d'influencer la circulation du courant en contrôlant ce dernier et en restreignant son passage à certains "couloirs" prédéterminés. Cette technique génère une augmentation locale de la résistance électrique et donc d'augmenter la longueur de transfert du courant, ce qui permet finalement d'accélérer la NZPV.

Dans cette section, l'optimisation du design se base uniquement sur l'épaisseur d'argent. Une couche shunt plus épaisse, même si elle diminue globalement la résistance électrique par unité de longueur du ruban, permet aussi de diminuer aussi la résistance électrique localement.

La combinaison de la diminution des pertes à ce point précis, avec la légère augmentation de la masse thermique, vise a réduire la température du point chaud et faciliter la récupération de l'état supraconducteur. Il est cependant nécessaire d'augmenter la longueur du ruban pour avoir la résistance souhaitée, ce qui tend à alourdir la facture finale étant donné le coût élevé des rubans (RE)BCO, en plus d'augmenter le poids et le volume, donc le coût cryogénique. Cela réduit également l'intérêt d'une telle solution pour les applications embarquées où les volumes utiles sont restreints (poste électrique en milieu urbain par exemple). Dans cette section, nous observerons l'effet de la variation de l'épaisseur du shunt en argent en s'intéressant d'abord aux aspects électriques puis aux aspects thermiques, qui peuvent mener à des conclusions très différentes en présence de point chaud.

4.4.2 Point de vue purement électrique

4.4.2.1 Réflexion sur les courants

L'observation des résultats de simulation concernent au préalable des aspects purement électriques. On observe tout d'abord les courants au niveau de la source ainsi que les tensions aux bornes du point chaud et ce, pour les différentes épaisseurs de couche d'argent testées. On s'intéresse dans un premier temps aux 500 premières millisecondes, donc plus précisément au transitoire lié au courant d'appel du transformateur, avec la charge (1 p.u.) connectée en permanence.

Si l'on s'intéresse aux premiers pics de courants, on peut noter, et cela était attendu, que ces derniers sont plus rapidement amortis en présence du limiteur de courant de court-circuit supraconducteur. En effet, le courant critique de notre rSFCL est de 500 A, soit bien en-dessous des presque 1300 A du courant d'appel du transformateur. On a donc une transition vers l'état résitif du limiteur qui doit alors, malgré cette transition et étant donné l'absence de défaut dans le réseau électrique, récupérer son état supraconducteur. On peut voir une illustration des effets de la limitation du courant d'appel du transformateur avec la configuration utilisant 2 μm d'argent à la figure 4.10.

Malgré des amplitudes différentes (résumées au tableau 4.5), le rSFCL avec des épaisseurs d'argent plus importantes présente des formes d'onde de courant très similaires à celles de la figure 4.10. On peut constater que, lors du transitoire du transformateur, il n'y a pas beaucoup d'écart entre les différentes épaisseurs pour le premier pic du courant d'appel. En revanche, pour le second pic de courant, on observe des écarts assez prononcés et plus l'épais-

Tableau 4.5 Impact de la présence du rSFCL sur le courant d'appel du transformateur et le courant de court-circuit pour les différentes épaisseurs d'argent.

Épaisseur de stabilisateur (argent)	Lim. courant[1] (appel) 1er pic	2ème pic	Lim. courant[1] (CC) 1er pic	2ème pic
2 μm	86.1	37.8	48.3	34
3 μm	87.5	45.7	50.4	36.1
4 μm	88.5	50.4	52.2	38
5 μm	89.1	60.1	53.6	39.9

[1] Résultats exprimés en pourcentage du courant d'appel ou du courant de défaut présumé en l'absence de rSFCL.

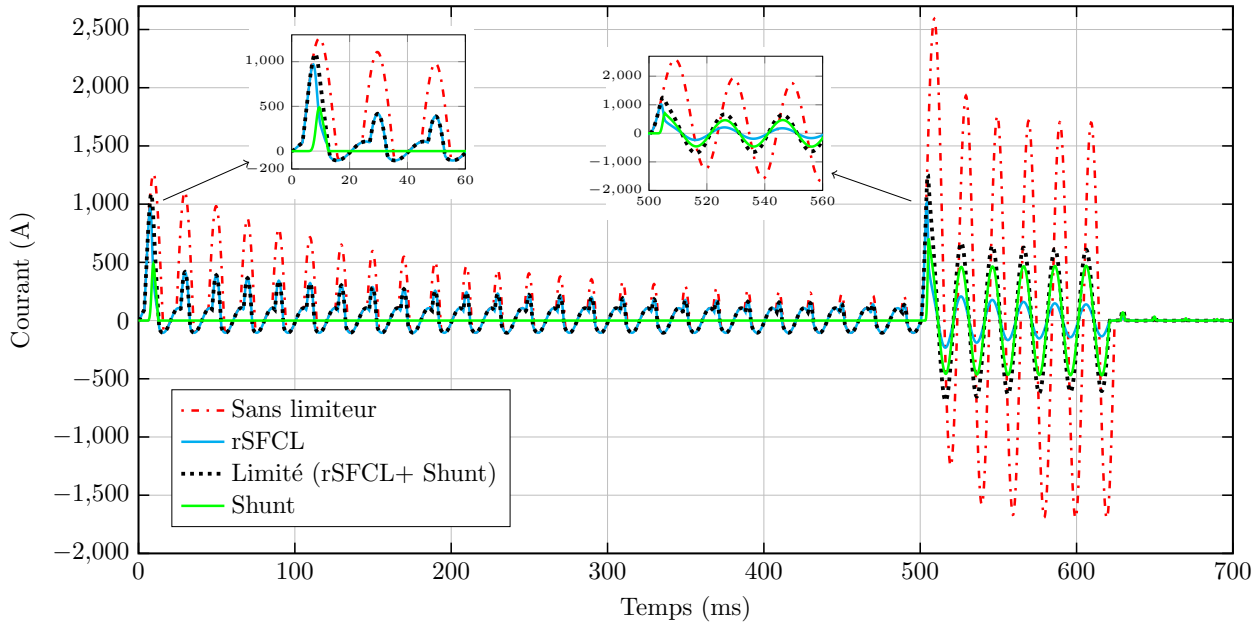


Figure 4.10 Courants en régime transitoire avec et sans rSFCL, (le courant d'appel du transformateur court-circuit). On présente ici les courbes pour un limiteur avec une architecture utilisant 2 μm d'argent. On constate un amortissement rapide du transitoire du transformateur et une limitation efficace du courant de court-circuit.

seur d'argent est faible, plus la limitation du 2ème pic est importante.

En ce qui concerne le court-circuit (CC), les résultats sont assez proches entre les différentes architectures du fait des contraintes plus importantes liées à la plus grande sévérité

du régime transitoire. On note que la limitation du courant d'appel du transformateur est très semblable pour le premier pic, avec 86.1% à 89.1% du courant présumé de défaut, soit entre 1083 A et 1125 A comparé aux 1262 A sans limiteur. Cependant, les résultats sont très différents pour le deuxième pic, avec une plage de limitation qui va de 37.8% à 60.1%, respectivement pour 2 μm et 5 μm d'argent. Autre fait important, le courant dans l'impédance shunt n'existe que pendant le premier pic du courant d'appel du transformateur, ce qui suggère que le rSFCL est capable de récupérer l'état supraconducteur en charge.

Dans le cas du court-circuit, les résultats obtenus avec les différentes architectures sont assez proches. En effet, selon les informations résumées dans le tableau, l'écart maximal observé entre les rSFCL est de l'ordre de $\pm 5\%$ du courant présumé, autant pour le premier pic que le second pic (voir tableau 4.5). Cela s'explique par un quench plus sévère (ou total) lié aux plus fortes contraintes du régime transitoire lors du court-circuit.

Si l'on considère un point de vue électrique uniquement en se basant sur l'observation des courants, les quatres épaisseurs rSFCL étudiées sont capables de limiter le courant d'appel du transformateur, tout comme le courant de court circuit. À ce stade, si l'on s'en tient aux éléments en notre possession, c'est à dire à la seule analyse "grossière" des courants, on serait tenté de conclure, que le limiteur avec 2 μm d'épaisseur d'argent est le meilleur candidat. Tout d'abord, le facteur de limitation est le plus important des 4 architectures testées. Ensuite, c'est le design qui permet d'avoir la plus faible longueur de ruban tout en diminuant la quantité d'argent. Cela permet donc de diminuer le coût du limiteur mais aussi la cryogénie associée.

En revanche, les réponses en régime transitoire des rSFCL ne sont pas toutes les mêmes et on remarque des écarts important lors du transitoire du transformateur. Il est alors intéressant de pousser les investigations un peu plus loin. Ces informations supplémentaires sont obtenues à partir des tensions et des températures que l'on traite dans les sections qui suivent. Il est important de rappeler que l'analyse des courants de manière globale, comme cela a été fait ici, ne permet pas d'avoir d'indication concernant le comportement du point chaud qui, pour rappel, a été modélisé ici avec une diminution de 5% de la densité de courant critique locale.

4.4.2.2 Les tensions dans la zone du point chaud

Si l'on s'intéresse à la figure 4.11, qui présente les tensions dans la zone du point chaud pour les différentes architectures simulées, on constate que les conclusions issues de l'analyse globale des courants ne sont plus valables ici. En réalité, en présence d'une charge de 1 p.u., seul le limiteur dont l'architecture de ruban est basée sur 5 μm d'argent est capable de récupérer l'état supraconducteur dans la zone du point chaud, et ce plutôt rapidement, c'est à dire dans les 30 ms qui suivent le premier pic de courant. En effet, les résultats de simulation de la figure 4.11 montrent, malgré le fait que la présence d'un rSFCL abaisse le niveau de courant, que toutes les tensions ne cessent de croitre dans l'environnement du point chaud après le premier pic de courant, sauf pour le limiteur qui a une couche en argent de 5 μm.

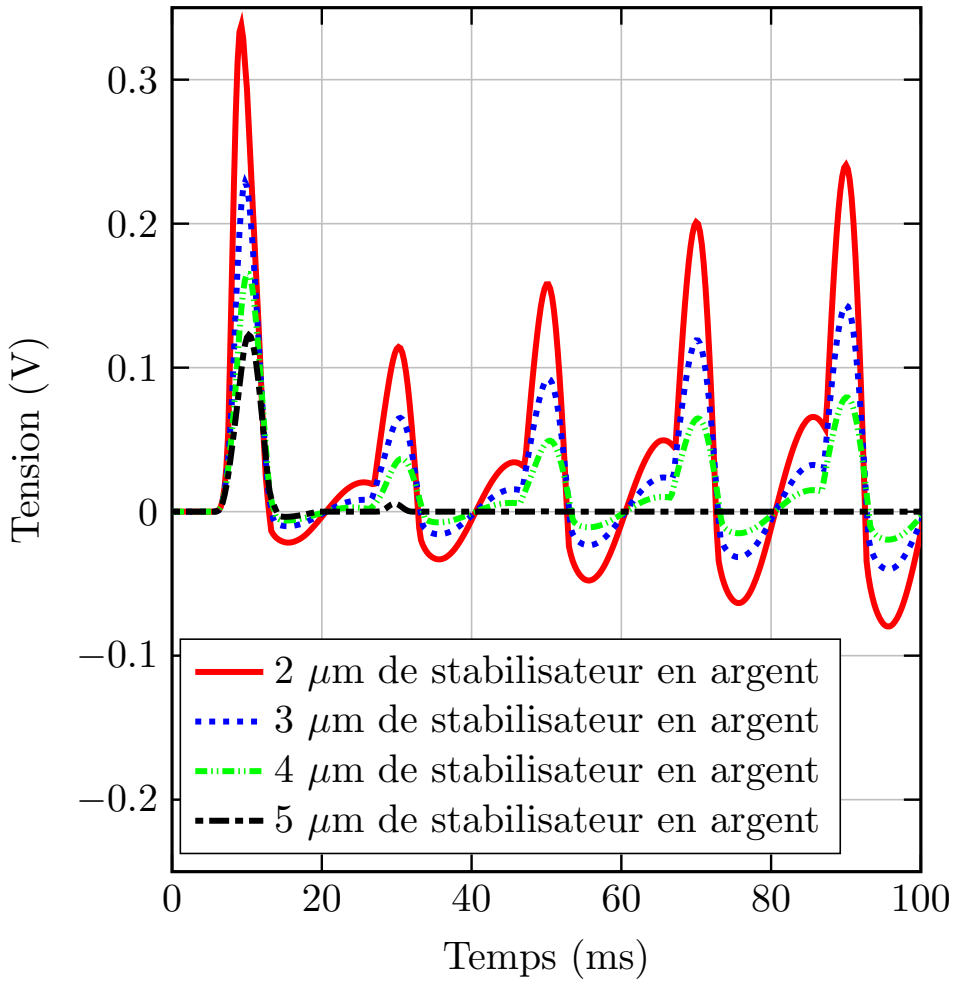


Figure 4.11 Tension aux bornes du point chaud lorsque le courant d'appel du transformateur transite par le rSFCL. Le calcul a été fait sur une distance de 1.2 cm avec toutes les architectures de ruban testées.

Cela sous-entend que la température augmente continuellement et que les autres modèles de limiteurs sont incapables de récupérer en charge. On se dirige alors vers un emballement thermique local et le risque de dommages sérieux. La destruction du rSFCL, est à craindre si le rSFCL n'est pas deconnecté rapidement du réseau électrique.

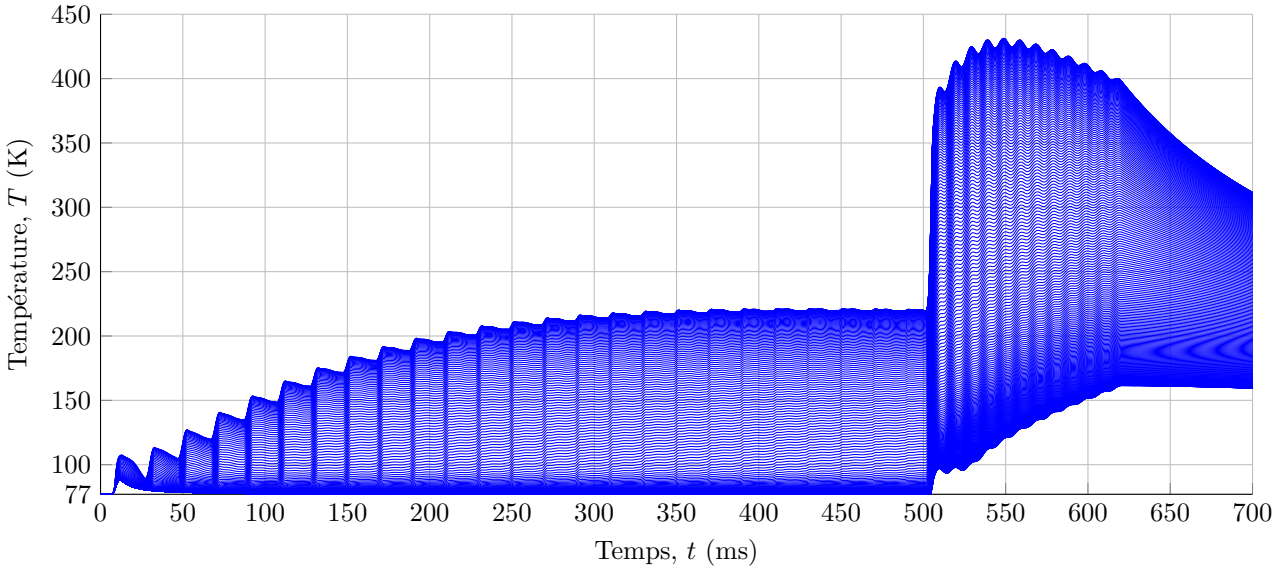
Dans un tel contexte, les limiteurs utilisant l'architecture de ruban présentée à la figure 4.9, avec une couche d'argent inférieure à 5 μm, ne sont pas adaptés au régime transitoire rencontré dans ce réseau de test lorsque le rSFCL présente un point chaud. En effet, malgré un "timide" point chaud, c'est à dire une baisse de seulement 5% de la densité de courant critique, les résultats de simulation montrent que cette zone est un élément capital du design et nécessite d'être modélisé et étudié plus en détails pour déterminer si une architecture et un design de rSFCL est adapté à son environnement de fonctionnement et aux transitoires qui peuvent y survenir.

4.4.3 Point de vue purement thermique

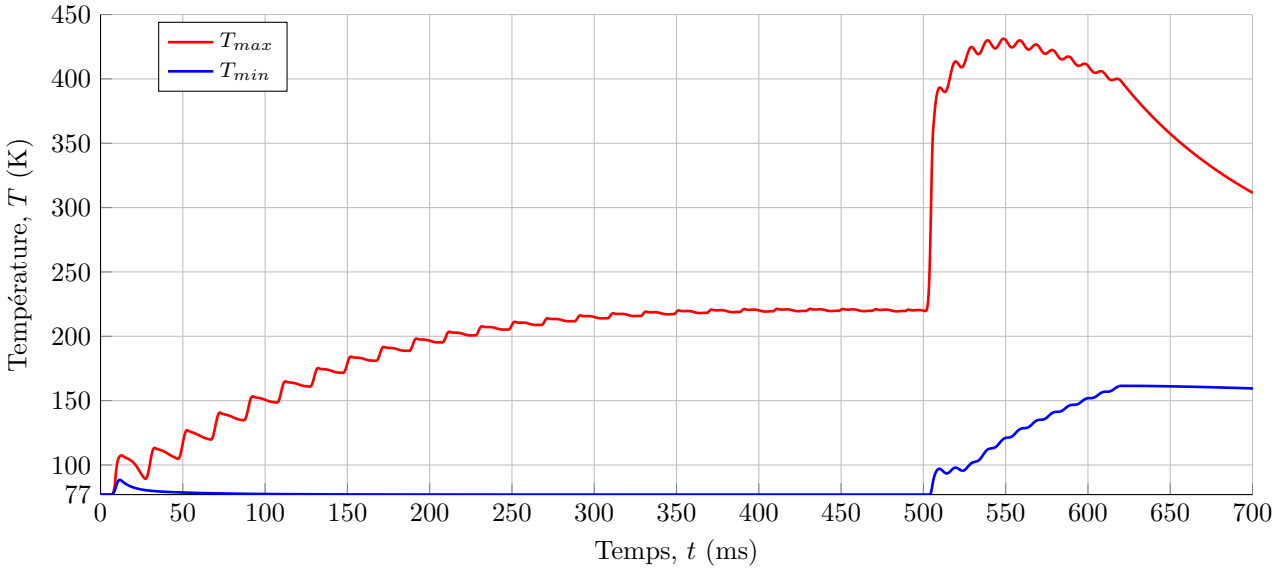
Peu importe les résultats observés au niveau des grandeurs électriques, l'analyse des phénomènes thermiques et des températures atteintes par le limiteur demeure incontournable, surtout en présence de point chaud, pour vérifier qu'aucun point du limiteur n'atteint une température susceptible de dégrader le matériau supraconducteur. Dans cette sous-section, nous conservons la même architecture que dans la précédente. En revanche, on se concentre sur les aspects thermiques des architectures de ruban testées.

Pour plus de lisibilité, il a volontairement été choisi de ne fournir que la gamme de température. Ainsi plutôt que d'observer une figure (4.12a) surchargée , seuls deux courbes de températures sont tracées (cf. figure 4.12b). Pour être plus clair, ces deux contours sont : 1) la température la plus faible du ruban, qui se situe au point le plus éloigné du point chaud (c'est à dire la partie homogène du modèle), et 2) la température à l'endroit-même du point chaud. On peut alors aisément comprendre que la surface bornée par ces deux courbes englobe donc l'ensemble des températures que peut atteindre le rSFCL en tout point.

Dans un premier temps, intéressons-nous aux températures situées loin du point chaud. Selon les résultats de simulation qui sont illustrés à la figure 4.13, tous les rSFCL présentent des comportements et profils de température très similaires. En effet, tel que cela avait été vu avec les profils de courant, l'ensemble des configurations de limiteurs testées semblent



(a)



(b)

Figure 4.12 (a) Températures atteintes par la couche (RE)BCO sur toute la longueur du ruban avec 4μm d'argent. (b) Gamme de températures atteintes par la couche (RE)BCO. La surface bornée par ces deux courbes englobe donc l'ensemble des températures que peut atteindre n'importe quel point de la couche (RE)BCO du rSFCL. La température maximale correspond à la température du point chaud.

être capable de récupérer en charge, du moins pour les parties où $J_c = J_{c0}$, dès les premiers instants du transitoire du transformateur passés. Si l'on compare les résultats obtenus, le limiteur qui chauffe le plus est celui qui possède la couche d'argent la plus fine (2 μm) tandis

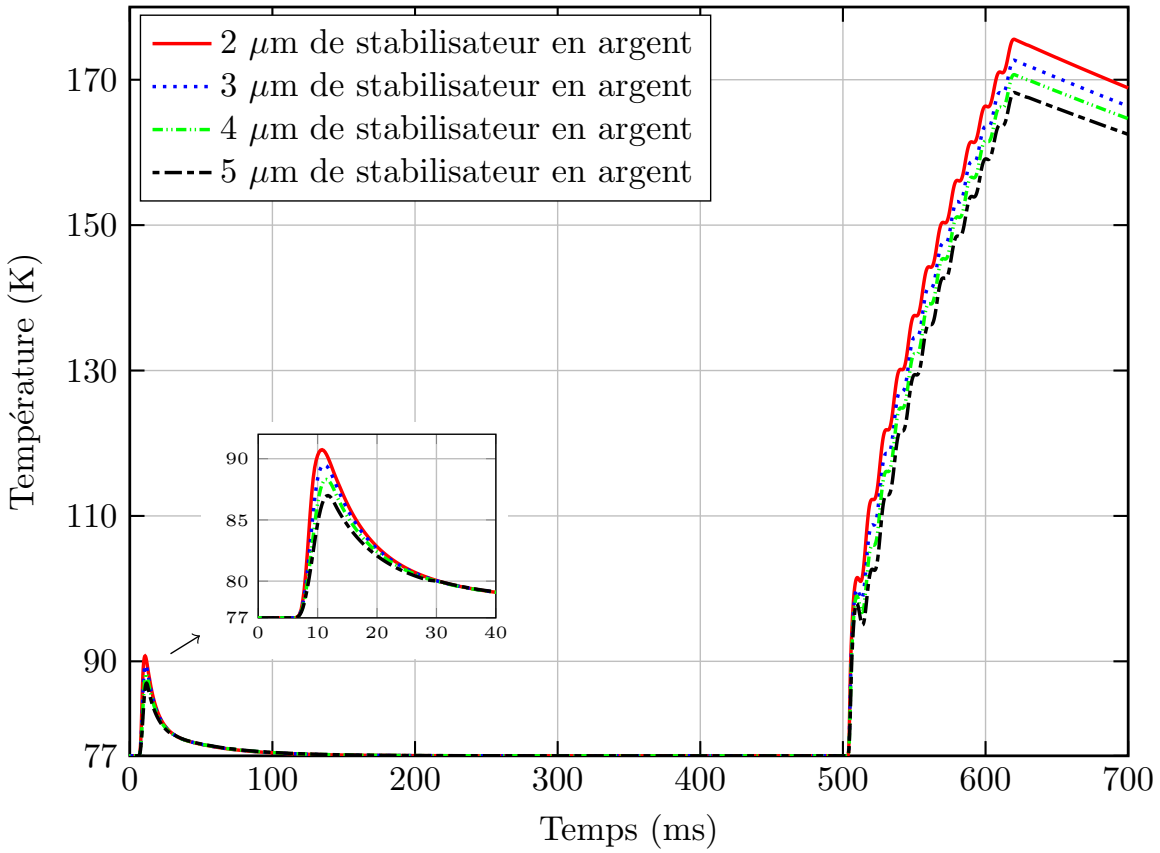


Figure 4.13 Températures atteintes par la couche (RE)BCO dans les zones du ruban qui sont éloignées du point chaud (zone homogène du modèle).

que celui qui chauffe le moins est celui qui dispose de 5 μm d'argent. Les autres architectures, qui utilisent 3 et 4 μm d'argent, s'intercalent entre les deux extrêmes. La différence de températures maximales évaluées lors du transitoire du transformateur, et en fin de court circuit, sont respectivement de l'ordre de 4 K et 7 K (cf. figure 4.13).

En ce qui concerne la période de court-circuit, les températures atteintes sont de 176 K dans le cas le plus critique (2 μm), et de 169 K dans le meilleur (5 μm). Ces températures sont loin d'être dangereuses et sont conformes à notre design, dont le critère de température maximale était de 200 K pour 120 ms de court-circuit. Cependant, comme il en a été fait allusion plus tôt avec l'observation des tensions qui ne cessaient d'augmenter à ses bornes, le cas du point chaud est plus délicat. En effet, les courbes de température à l'endroit du point chaud, présentées à la figure 4.15, nous amène à tirer les mêmes conclusions qu'avec l'observation des tensions. On peut observer un emballement thermique du point chaud pour les modèles utilisant 2, 3 et 4 μm d'argent et ce, dès les premiers instants du courant d'appel

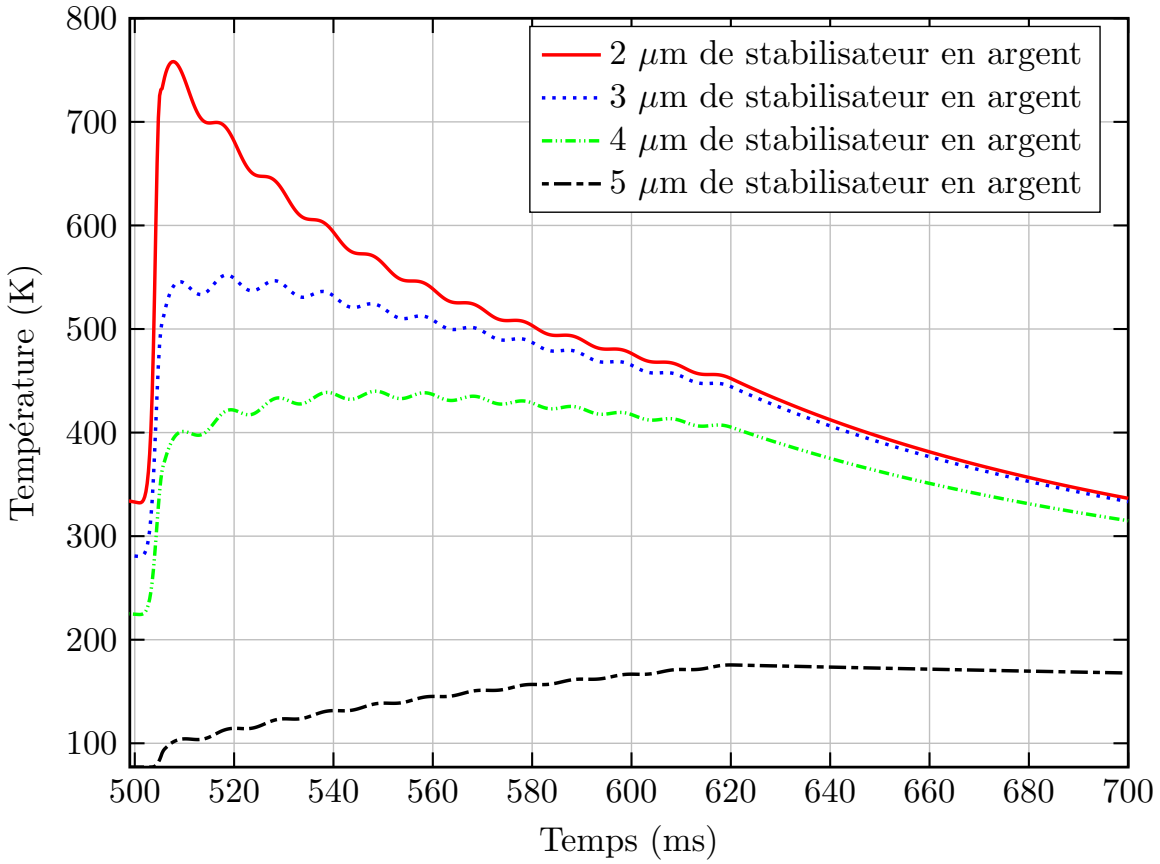


Figure 4.14 Températures atteintes par la couche (RE)BCO au niveau du point chaud pour les instants compris entre 500 et 700 ms, ce qui correspond à l'instant du court-circuit.

du transformateur. Ainsi, d'après les résultats vus jusqu'à maintenant, seul le rSFCL basé sur une couche stabilisatrice en argent de 5 μm d'argent est en accord avec les conditions de fonctionnement de notre réseau test. Néanmoins, ce n'est finalement pas le seul, et ce sujet sera abordé dans la sous section suivante. Le temps mis pour récupérer l'état supraconducteur est alors très raisonnable dans la configuration 5 μm, avec environ 200 ms entre le premier pic de température et 77.5 K.

Concernant l'instant de court-circuit, si on avait observé des courbes de température très proches et une certaine homogénéité entre les différentes architectures pour une position éloignée du point chaud, il en est tout autrement pour les températures évaluées au niveau dudit point chaud. En effet, vu l'enchainement des évenements, on observe un phénomène d'aggravation du niveau de température et on atteint alors des paliers critiques qui mènent à la destruction du rSFCL. À titre d'exemple, la température du point chaud monte à plus

de 750 K durant le court-circuit, ce qui va irrémédiablement endommager le matériau supraconducteur (cf. figure 4.14).

En ce qui concerne le limiteur qui a résisté à cette série de simulation (5 μm), la température du point chaud n'excède pas 175 K pendant la phase de court-circuit, soit à peine plus que la section de ruban où $J_c = J_{c0}$, ce qui suppose qu'il existe une marge de manœuvre quant à une augmentation de la durée de court circuit admissible (quelques cycles), et un peu de souplesse sur la durée de déclenchement des dispositifs de protection, notamment sur les réglages de la protection de secours en cas de défaut du système de protection principal. Ce type de simulation est également très intéressant d'un point de vue conduite des réseaux dans le sens où l'on peut, à partir des résultats de simulation et en intégrant les relais et autres disjoncteurs, définir les schémas de protection et leurs réglages pour adapter la coordination des dispositifs pour la protection du réseau mais également pour protéger le rSFCL lui-même.

4.4.4 Intérêts d'une modélisation fine de la zone du point chaud

Revenons au cas de simulation avec 4 μm d'argent dont le profil de température du point chaud entre 0 et 500 ms est représenté à la figure 4.16. On se trouve alors dans les instants qui précèdent le court-circuit. Si l'on s'intéresse à la zone entre 400 et 500 ms (cf. agrandissement), on note une amorce de baisse de température, ce qui suggère que la zone du point chaud est en train de refroidir avec, à la clé, un potentiel retour à l'état supraconducteur (cf figure 4.16).

Partant de cette observation, qui n'est pas visible pour les cas où l'épaisseur d'argent vaut 2 ou 3 μm d'argent, une simulation d'une durée plus importante (5000 ms), et surtout sans court-circuit, a été faite. Les résultats des courbes de températures sont donnés aux figures 4.17, 4.18 et 4.19. On y représente l'évolution de la température du point chaud et la diffusion de la chaleur dans la longueur du ruban en fonction du temps. Sur chaque graphique, la limite de la phase de refroidissement, appelée ébullition nucléée, est tracée. Elle correspond à une valeur de température limite (107 K) caractérisée par une efficacité maximale du refroidissement. Au-dessus de cette température, on entre dans une phase d'ébullition pelliculaire. Il se forme alors un film de gaz entre le ruban et l'azote liquide. La surface du ruban n'est donc plus en contact direct avec le fluide cryogénique, et l'évacuation de la chaleur est désormais beaucoup moins efficace.

L'observation du processus d'échauffement lors des tous premiers instants du courant d'appel du transformateur, c'est à dire entre 0 et 12 ms, est présenté à la figure 4.17. On

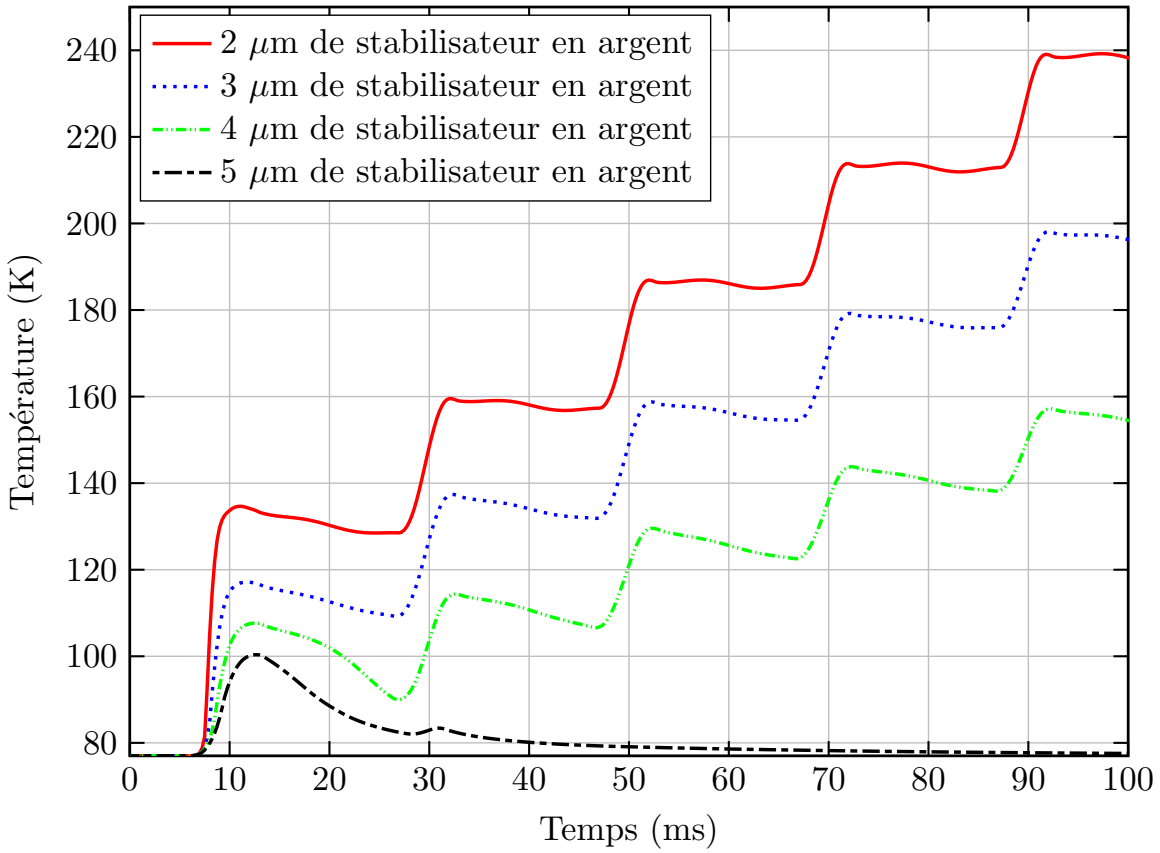


Figure 4.15 Températures atteintes par la couche (RE)BCO au niveau du point chaud pour les 100 premières millisecondes du courant d'appel du transformateur. On constate, malgré un dépassement de la température critique T_c, que le limiteur avec 5 μm d'argent est capable de récupérer l'état supraconducteur en charge. Les autres limiteurs, quant à eux, présentent un fort risque de destruction avec un emballement thermique dès le début du courant d'appel.

peut constater que l'ensemble des régions du rubans transite vers l'état normal du fait de leur montée en température. On note néanmoins que la région du point chaud présente une température plus élevée et que l'on passe au-dessus de la zone d'ébullition nucléée. On note également qu'au cours du temps, la chaleur commence à se propager le long du ruban.

Si l'on continue d'avancer dans le temps, et que l'on s'intéresse à la période 12-500 ms (cf. figure 4.18), on voit que la chaleur du point chaud continue de se propager le long du ruban et qu'une partie de plus en plus importante du ruban se trouve en situation d'ébullition pelliculaire. Néanmoins, cela ne concerne pour le moment que les parties voisines du point chaud, car la partie saine du ruban, grâce à la combinaison de la baisse du courant et à l'efficacité du refroidissement (ébullition nucléée), est capable de récupérer rapidement

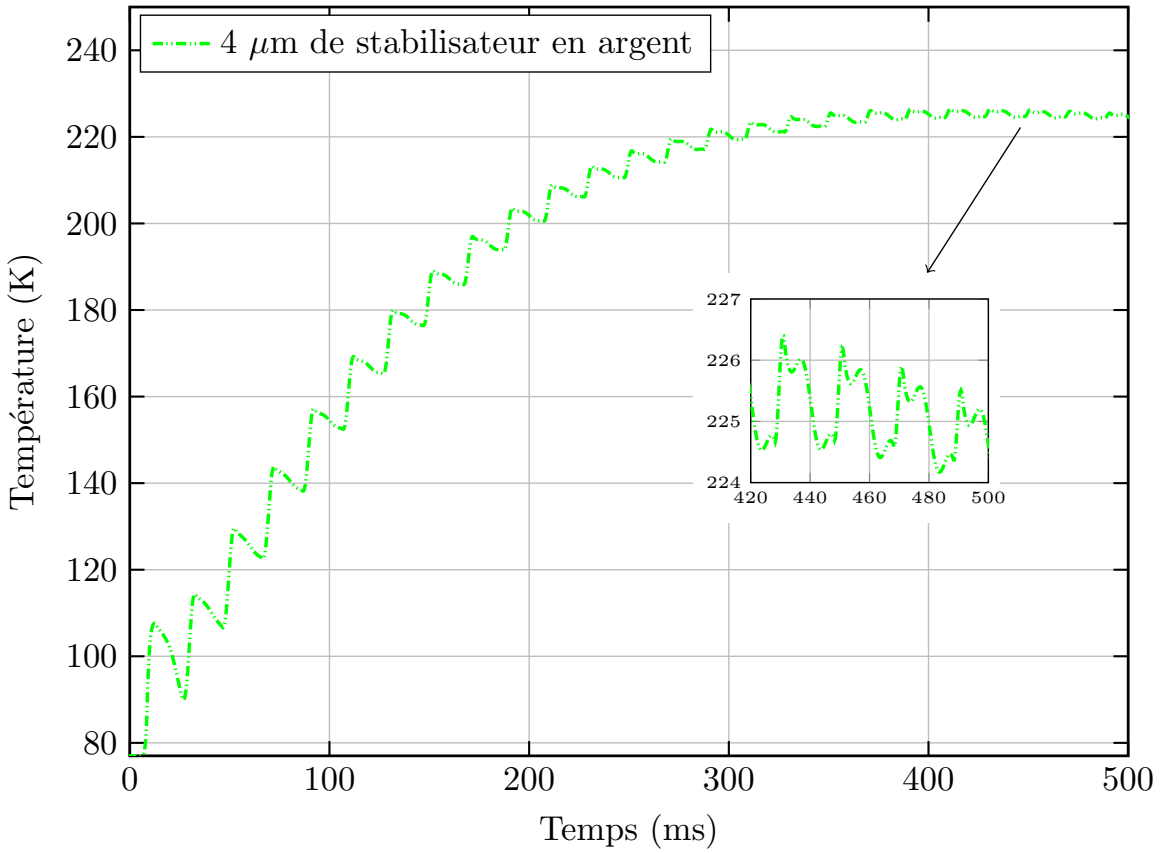


Figure 4.16 Températures atteintes par la couche (RE)BCO au niveau du point chaud par le limiteur dont la couche d'argent fait 4 μm d'épaisseur. On se trouve ici dans la période qui précède le court-circuit et on effectue un grossissement entre 420 et 500 ms.

l'état supraconducteur. Dans le même temps, on observe une continuelle augmentation de la température du point chaud, sans pour autant atteindre des valeurs critiques.

Ainsi, bien que la température du point chaud soit bien au-dessus du seuil d'ébullition nucléée, ce dernier récupère finalement l'état supraconducteur (cf figure 4.19). Ceci s'explique par le fait que le courant soit désormais bien plus faible (fin du régime transitoire), et approximativement cinq fois inférieur au courant critique, mais aussi par le gradient de température entre le point chaud et la zone saine du ruban, qui génère des flux de chaleur interne par conduction dans le sens longitudinal du ruban. Il existe alors un transfert de chaleur qui extrait de l'énergie du point chaud vers la zone froide. De cette manière, le point chaud est capable de dissiper son énergie et retrouve l'état supraconducteur, même si la charge reste connectée.

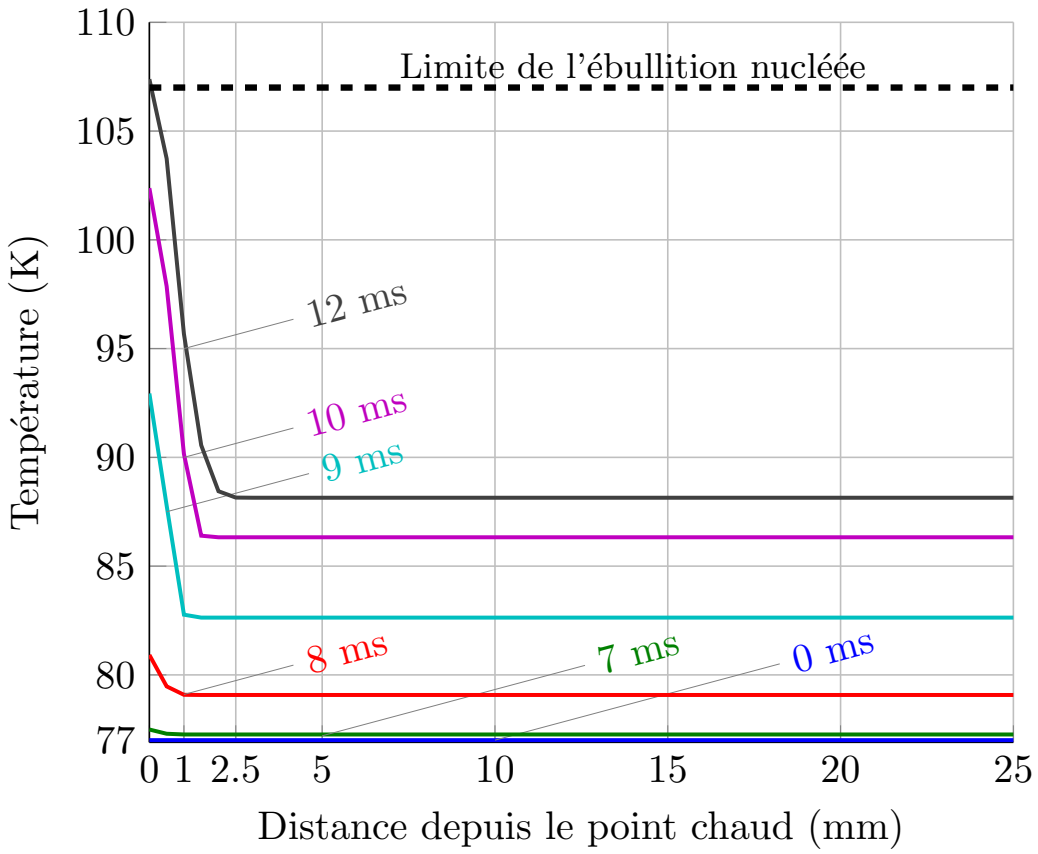


Figure 4.17 Température du matériau supraconducteur le long du ruban dans le cas ou l'épaisseur du stabilisateur en argent est de 4 μm. Notons l'absence de court-circuit ici, on considère uniquement le courant d'appel du transformateur suivi du régime permanent.

Selon ces observations, l'utilisation de seulement 4 μm d'argent demeure risquée. En effet, il s'agit ici d'un cas délicat et nous sommes proches d'une instabilité thermique pour la zone du point chaud, ce qui rend ce rSFCL très sensible aux légères augmentations de la tension d'alimentation et/ou du courant de charge. Ainsi, l'architecture utilisant une couche stabilisatrice de 5 μm d'argent est, selon nos simples simulations, celle qui semble la mieux adaptée en offrant une plus grande stabilité thermique et électrique, et une limitation du courant efficace tout en permettant d'avoir une certaine marge de manoeuvre quant au réglage des dispositifs de protection. Bien qu'elle demeure la solution la plus onéreuse, un limiteur avec 5 μm d'argent est capable de supporter les transitoires ici testés, ce qui n'est pas le cas pour les limiteurs avec 2 ou 3 μm d'argent, et plutôt délicat avec une couche stabilisatrice de 4 μm.

Ce cas particulier renforce tout de même l'intérêt d'un tel modèle dans un environne-

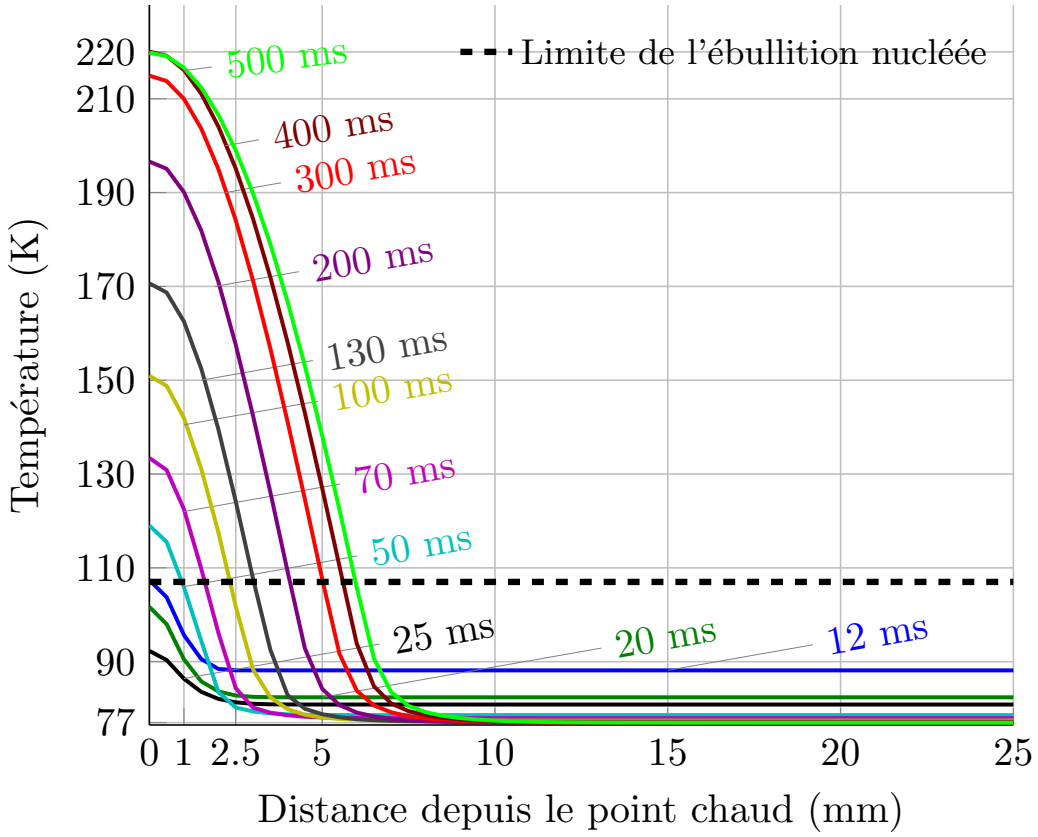


Figure 4.18 Température du matériau supraconducteur le long du ruban dans le cas où l'épaisseur du stabilisateur en argent est de 4 μm. Notons l'absence de court-circuit ici. On considère uniquement le courant d'appel du transformateur suivi du régime permanent.

ment de réseau électrique tel qu'EMTP-RV, et montre l'importance d'une modélisation fine du ruban supraconducteur en intégrant les transferts de chaleur en plus que d'utiliser des modèles homogènes. En effet, sans la possibilité de simuler la diffusion de chaleur le long comme dans l'épaisseur du ruban, il n'aurait pas été possible d'observer le phénomène décrit ci-dessus. On notera, comme dans le cas d'étude 1-D de la section 4.2, que le refroidissement ne doit pas être négligé dans la situation où l'on observe qu'une transition partielle du ruban.

C'est d'autant plus important ici que nous sommes une fois de plus à faible courant, ce dernier est même inférieur au courant critique. Les mécanismes de propagation et de dissipation de la chaleur, qui régissent la dynamique de la transition de l'état supraconducteur vers l'état résistif, doivent alors être pris en compte. Le développement d'un modèle aussi détaillé dans un logiciel de simulation de réseau électrique en régime transitoire est un outil puissant, qui intègre le rSFCL dans son environnement de fonctionnement. Cela permet

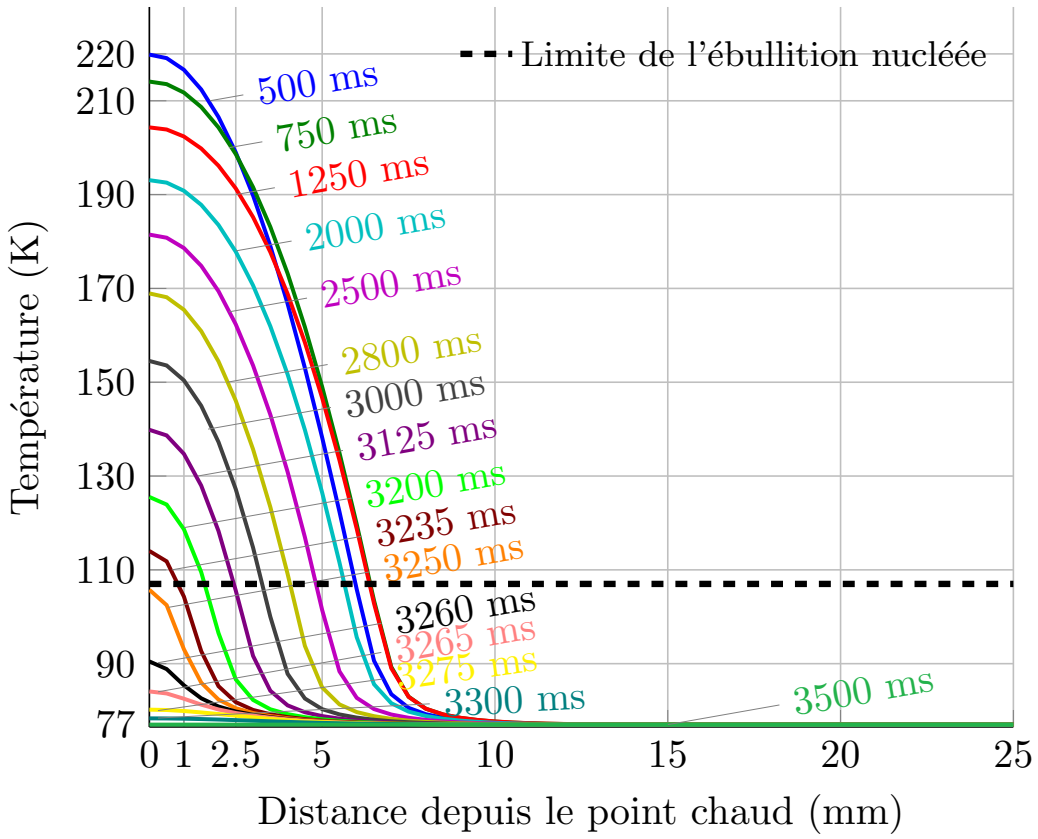


Figure 4.19 Température du matériau supraconducteur le long du ruban dans le cas ou l'épaisseur du stabilisateur en argent est de 4 μm. Notons l'absence de court-circuit ici, on considère uniquement le courant d'appel du transformateur suivi du régime permanent.

avant tout de faciliter/vérifier/valider le dimensionnement des appareillages. Dans un second temps, il est possible de mesurer l'impact sur les systèmes de contrôle et de protection, afin de parfaire leurs réglages, le but final étant de faciliter l'intégration des rSFCL dans les réseaux électriques.

4.5 Cas 3 : étude no. 2 : Inhomogénéité du courant critique et résistance d'interface

Le but de cette section est d'étudier l'impact d'une augmentation de la valeur de la résistance d'interface en utilisant une distribution spatiale de la densité de courant critique répartie de façon aléatoire le long du ruban. L'évaluation du courant critique par les manufacturier est généralement réalisée sur de "grande" distance de ruban supraconducteur. Dans de telles conditions, on observe des variations de courant critique I_c de l'ordre de $\pm 20\%$ de la valeur moyenne. Cependant, des expériences menées par T. Kiss *et al.* [99], qui a évalué I_c

Tableau 4.6 État de la récupération des limiteurs testés et températures maximales atteintes par le point chaud et les zones saines du ruban dans le cas d'étude 3.

	Courant d'appel		Court-circuit	
Épaisseur de la couche d'argent	Récup. zone saine (T_{Max})	Récup. point chaud (T_{Max})	Temp. max. Zone saine (K)	Temp. max. Point chaud (K)
2 μm	Oui (90.75)	Non (348.9)	-	-
3 μm	Oui (89.52)	Non (287.6)	-	-
4 μm	Oui (88.3)	Non # (226.5)	-	-
5 μm	Oui (87)	Oui (100.4)	-	-

Récupère l'état supraconducteur en approximativement 3.5 s. Cependant, on dispose de peu de marge de stabilité au niveau thermique et on ne satisfait pas les exigences imposées par le cas d'étude 4.3.

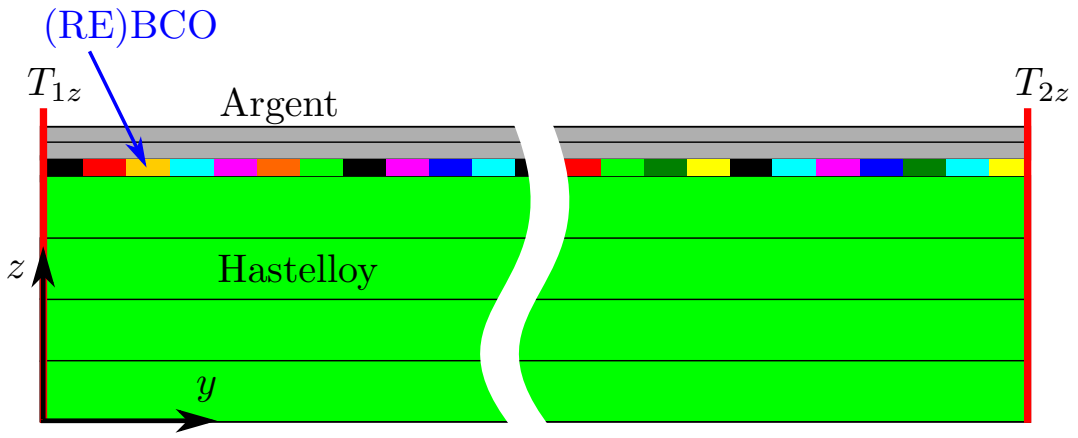


Figure 4.20 Architecture et discrétisation du ruban pour le cas d'étude 4 qui comprend des inhomogénéités de courant critique et des conditions de périodicité au niveau des températures avec $T_{1z} = T_{2z}$.

sur différentes échelles de longueur, de plusieurs mètres à environ 1 millimètre, révèlent des résultats intéressants.

En effet, le travail réalisé par T. Kiss *et al.* suggère des valeurs de courant critique qui s'étalent approximativement de -25% à +50% de la valeur de I_c obtenus sur la longueur la plus grande. D'après des mesures magnéto-optique réalisées par le même groupe de recherche

[99], on peut observer des variations de la densité de courant critique J_c sur des distances aussi petites que quelques dizaines de microns mais aussi jusqu'à quelques centaines, comme on peut le voir avec des études optiques [114]. On peut donc en déduire que J_c change de façon drastique sur de très courtes distances, dont les valeurs peuvent être très proches de la taille d'un grain de (RE)BCO [50].

De telles valeurs suggèrent que les points chauds sont répartis régulièrement le long du ruban. Ce dernier pourrait donc être vu comme une succession d'éléments de courtes distances ayant des densités de courant critique différentes, et répartis de façon aléatoire. Cela conduit également à une plus grande homogénéité du ruban lors d'un quench dans le sens où les défaut sont plus régulièrement distribués sur sa longueur, et l'on ne fait pas face à un point chaud "isolé".

4.5.1 Modélisation

Dans cette partie, on conserve exactement la même architecture de ruban que dans la section précédente avec 5 μm d'argent. Cependant, on considère ici un ruban non homogène ou les variations de la densité de courant critique sont comprises entre 80% et 120% de J_{c0}, soit $J_{c0} \pm 20\%$. Ces valeurs sont basées sur des résultats expérimentaux réalisés par SuperPower, et sont utilisées sous la forme d'une répartition statistique. Ainsi, les différentes valeurs de J_c ont été répartis aléatoirement le long du ruban en respectant une loi de probabilité de type loi normale, telle que proposée dans [6]. On peut voir une illustration de la modélisation à la figure 4.20 où chaque couleur de la couche de (RE)BCO représente une densité de courant critique différente.

Pour étudier les effets de la vitesse de propagation de la zone normale, une résistance d'interface a été ajoutée. Cette dernière varie entre 10^{-11} Ω.m^2 et 10^{-7} Ω.m^2, ce qui correspond respectivement à une vitesse de 11.15 cm/s et 88.9 cm/s pour cette architecture. La discrétisation de l'épaisseur du ruban est toujours prise en compte suite aux recommandations formulées plus tôt. En ce qui concerne la modélisation, on utilise ici des conditions de périodicité sur les températures et les flux de chaleur, avec $\nabla T = 0$ entre les frontières T_{1z} et T_{2z} identifiées sur la figure 4.20. Dans le modèle électrothermique équivalent, il s'agit finalement d'un court-circuit entre les résistances thermiques respectives de chaque extrémité T_{1z} et T_{2z}. Il n'est pas nécessaire de mettre de conditions aux frontières sur le modèle électrique du fait que la répartition du courant se fera naturellement avec la dépendance en température de la résistivité des matériaux.

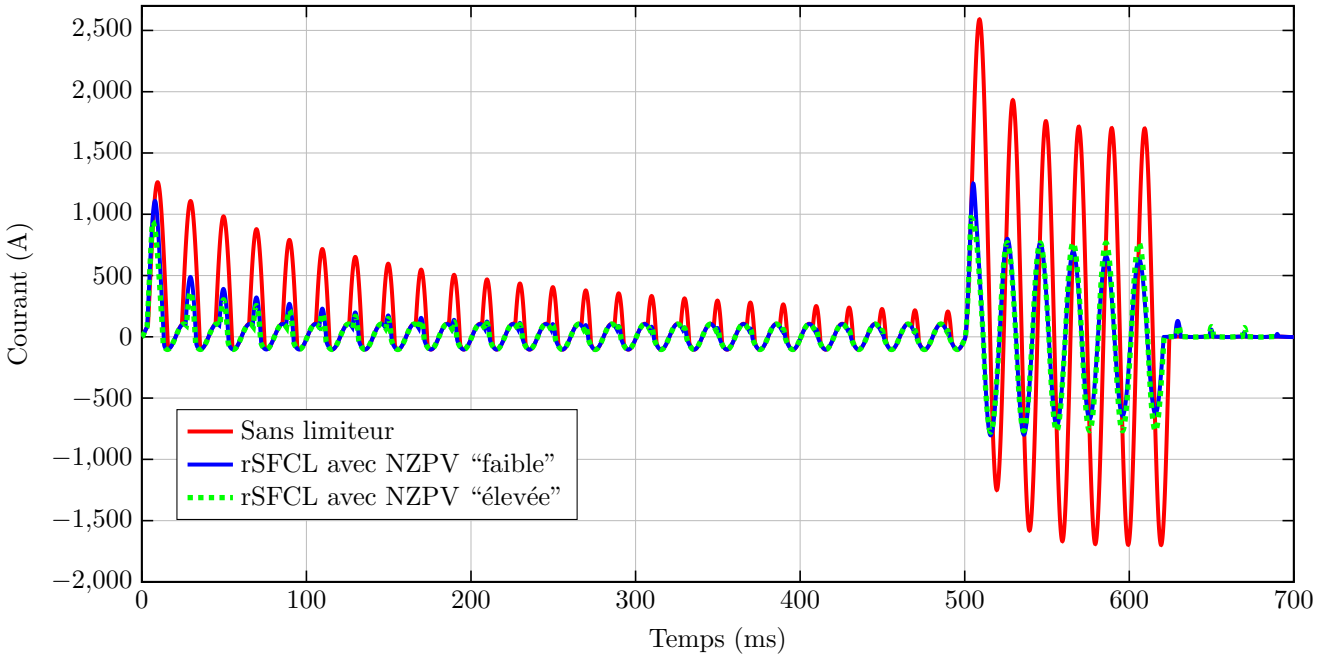
De cette manière, on assure également une continuité des flux de chaleur, qui seront également transférés entre les deux surfaces. En faisant l'hypothèse que les défauts sont régulièrement répartis le long du ruban, et en utilisant un facteur de mise à l'échelle qui dépend de la longueur réelle de ruban, il est parfaitement possible de simuler un limiteur de n'importe quelle longueur. On réalise cela au travers d'un coefficient multiplicateur pour la commande de la source de tension, qui émule la longueur totale du limiteur (cf. figure 3.8) installé dans le réseau électrique.

Deux longueurs différentes ont été considérées pour la continuité de J_c, c'est à dire la longueur sur laquelle la distribution spatiale de J_c est la même. Dans un premier cas, J_c varie avec un pas de 50 μm puis, dans un second cas, avec un pas de 1 mm. Cela permet d'observer l'impact de la variation spatiale de J_c sur la réponse transitoire du limiteur. Dans chacun des cas, 100 blocs homogènes ont été utilisés. La longueur discrétisée est donc respectivement de 5 mm et de 100 mm. Si la répartition de ces blocs a été faite aléatoirement, ces derniers sont organisés en suivant la même séquence pour le cas à 50 μm comme pour celui à 1 mm.

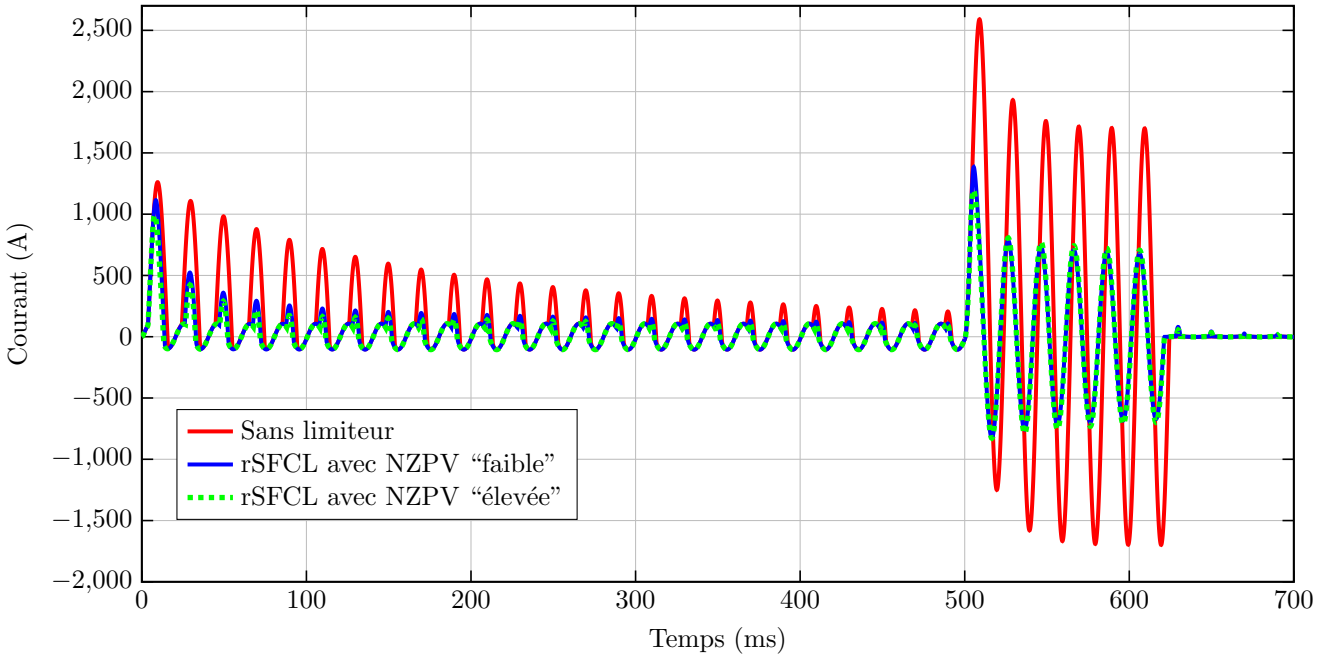
4.5.2 Point de vue électrique

Les figures 4.21a et 4.21b présentent les résultats de limitation du courant pour les quatre cas de simulations, c'est à dire pour les deux différentes répartitions spatiales (50 μm et 1 mm) utilisées, et pour les deux résistances d'interface considérées. Tel que l'on pouvait s'y attendre, l'augmentation de la résistance d'interface améliore le comportement du limiteur en présence d'inhomogénéité de courant critique.

En effet, comme on peut le voir en observant les profils de courant, les facteurs de limitation du courant d'appel et du courant de court-circuit, sont plus importants. Dans ce cas de figure, l'utilisation d'une résistance d'interface élevée favorise donc le développement plus rapide d'une résistance globalement plus importante du rSFCL. De cette manière, le courant est forcé de circuler plus tôt dans l'impédance shunt, ce qui réduit d'autant plus le courant dans le rSFCL. Cela devrait avoir, et nous le vérfierons plus tard, un impact sur la montée en température du rSFCL. D'un point de vue purement électrique, l'augmentation de la résistance d'interface semble donc être avantageuse mais il est une fois de plus nécessaire de s'intéresser aux aspects thermiques avant de tirer des conclusions.



(a)



(b)

Figure 4.21 Limitation du courant de court-circuit avec deux valeurs de NZPV différentes : a) La distribution spatiale de I_c est faite sur des longueurs de 50 μm : b) La distribution spatiale de I_c est faite sur des longueurs de 1 mm.

Si l'on s'intéresse maintenant aux effets de la variation spatiale des inhomogénéités de I_c, le passage d'une discrétisation spatiale de la densité de courant critique de 50 μm à 1 mm n'a pas de gros impact sur les résultats observés. On constate une légère diminution du facteur de limitation lorsque la variation spatiale de I_c est modélisée avec la distance la plus élevée. Il en résulte alors que les courants d'appel et de court-circuit un peu plus élevés, notamment pour les premiers pics (cf. figures 4.21a et 4.21b). Néanmoins, avec de telles distances, il ne s'agit pas là d'un critère qui a une influence notable sur l'effet de limitation.

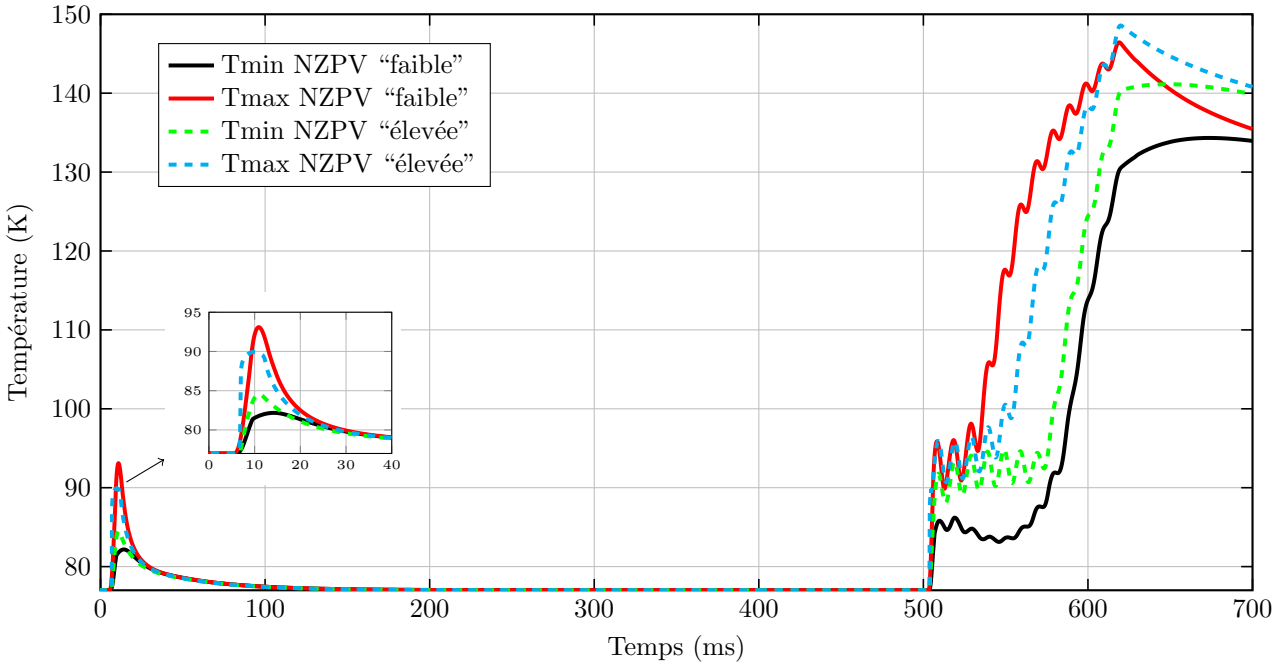
4.5.3 Point de vue thermique

La gamme de température de n'importe quel point de la couche d'argent du rSFCL où I_c varie tous les 50 μm est donnée à la figure 4.22a. On observe des différences selon que la résistance d'interface soit faible où élevée. On note d'abord une plus grande homogénéité des températures avec des écarts réduits entre les points les plus froids et les points les plus chauds lorsque l'on utilise une résistance d'interface élevée. Pendant le régime transitoire du courant d'appel du tranformateur, on peut remarquer que les températures maximales et minimales sont plus importantes avec une forte résistance d'interface qu'avec la plus faible.

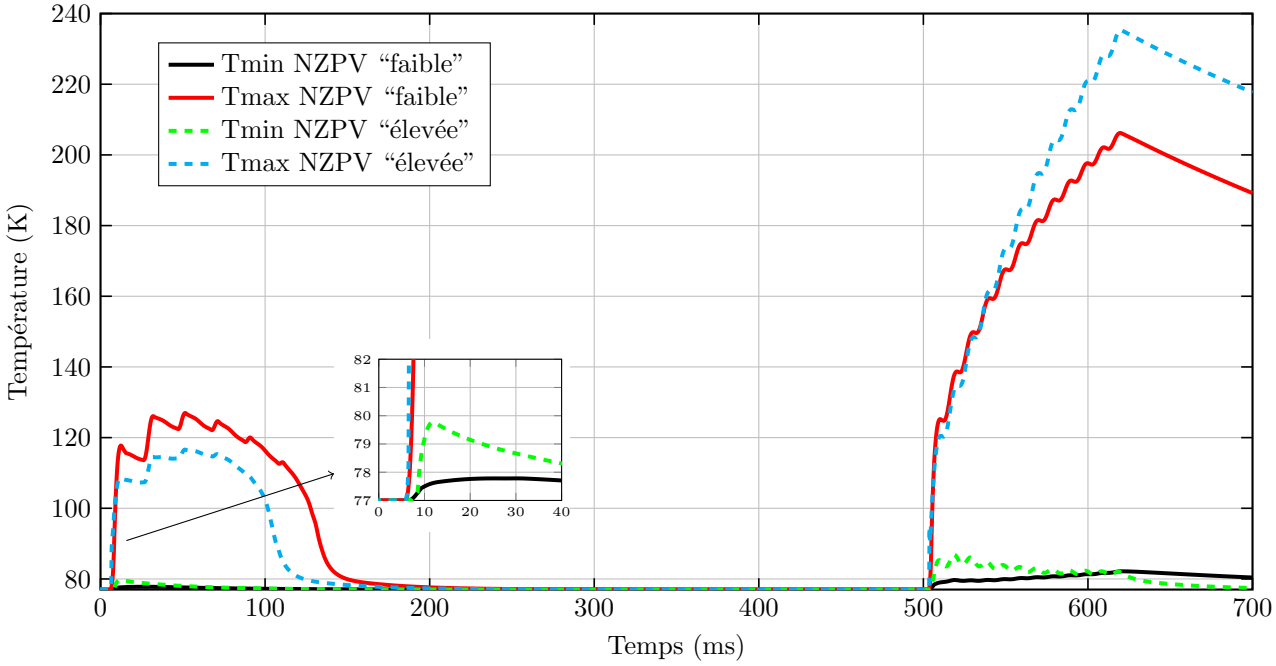
On note aussi que la pente de la montée en température est plus raide. C'est ce qui génère le quench plus rapide, qui est aussi à l'origine du facteur de limitation plus grand que l'on a observé dans les profils de courants. Malgré une variation plus importante de la densité de courant critique ($I_c = I_{c0} \pm 20\%$), à comparer au cas ou l'on avait qu'un seul point chaud ($I_c = 0.95 I_{c0}$ sur une distance de 500 μm), l'architecture du ruban déterminée dans la section précédente permet toujours de récupérer l'état supraconducteur. Mentionnons que ce constat est valable pour résistance d'interface faible comme élevée. En effet, dans le cas présent, sa valeur ne semble pas avoir d'incidence sur la récupération en charge du rSFCL.

En ce qui concerne l'instant du court circuit, toujours dans le cas où I_c varie tous les 50 μm, il est possible de tirer à peu de choses près les mêmes conclusions que pour le courant d'appel du transformateur (cf. figure 4.22a). En effet, les températures sont à nouveau plus homogènes et la transition de l'état supraconducteur vers l'état résistif est plus franche avec une résistance d'interface élevée.

En revanche, et même si les écarts ne sont pas significatifs, la température maximale atteinte par le ruban supraconducteur est très légèrement plus élevées avec la valeur de résistance d'interface la plus forte. Néanmoins les écarts ne sont pas très importants au regard



(a)



(b)

Figure 4.22 Gamme de température du rSFCL entre une valeur de résistance d'interface faible (NZPV lente) et élevée (forte NZPV) et en utilisant une distribution spatiale de I_c sur une longueur de : (a) 50 μm ; (b) 1 mm.

de la limitation du courant qui, grâce à un quench plus homogène, est plus efficace. C'est d'autant plus intéressant que cela intervient surtout pour les premiers pics, où les valeurs du courant de court-circuit sont normalement les plus grandes. Dans les circonstances actuelles, l'apport d'une valeur de résistance d'interface élevée semble être bénéfique.

On s'intéresse maintenant aux effets de la variation spatiale des inhomogénéités de I_c avec le passage à un changement de I_c tous les 1 mm. En dépit d'une distance qui demeure courte entre deux blocs homogènes, et des résultats de simulations qui montrent un comportement analogues au cas 50 μm, les phénomènes thermiques observés nous mènent à des conclusions différentes. En effet, les résultats du calcul des températures présentés à la figure 4.22b nous montre un comportement radicalement différent, autant pour le courant d'appel que pour le court-circuit.

Premièrement, avec le passage à une distribution spatiale de I_c tous les 1 mm, le cas du transitoire du transformateur nous montre que la transition est bien moins homogène qu'avec une distribution tous les 50 μm, et les écarts dans la gamme de la température de la couche d'argent sont plutôt importants (cf. figures 4.22a et 4.22b). En effet, la température du point le plus chaud est bien plus grande que celle du point le plus froid, peu importe la valeur de la résistance d'interface (même si on note une amélioration avec la valeur la plus élevée). On pourrait même s'inquiéter d'une potentielle instabilité et d'une destruction possible du ruban supraconducteur. En effet, il existe un risque d'emballement thermique au niveau du point le plus chaud qui pourrait, si les conditions de tests étaient un peu plus sévères, ne pas récupérer l'état supraconducteur.

Avec une distribution de I_c sur une distance de 1 mm, et en utilisant une valeur résistance d'interface importante, on peut également remarquer un comportement non souhaité. En effet, lors du court-circuit, la température du point le plus chaud du ruban est plus importante avec respectivement 235 K contre 205 K pour une résistance d'interface élevée puis faible. Les pertes dans l'interface sont importantes et, du fait d'une très faible conductivitée thermique longitudinale, la chaleur ne se propage pas dans le ruban. On assiste donc à une élévation locale de la température, ce qui va à l'encontre d'un quench normalement plus homogène de par l'utilisation d'une résistance d'interface élevée dans ces conditions de fonctionnement.

En effet, dans les deux cas testés, étant données les faibles longueurs de ruban modé-

lisées (5 mm et 10 cm), nous sommes en droit d'attendre des résultats de quench bien plus homogène. En effet, les vitesses de propagation de la zone normale oscillent entre 11.15 cm/s et un près de 90 cm/s en utilisant la même méthode que dans la section 3.5.2, ce qui devrait normalement provoquer un réchauffement de l'ensemble du ruban par conduction de la chaleur sur sa longueur. Or, ce n'est pas ce que nous observons sur la figure 4.22b. Malgré une vitesse de propagation de la zone normale de 67.8 cm/s, la chaleur ne semble pas se propager à l'ensemble du ruban. En effet,le point "froid" du ruban (courbe en pointillés vert), qui est éloigné d'une distance inférieure à 50 mm du point le plus chaud (pointillées bleus), voit sa température continuellement décroître après les premiers instants du court-circuit.

Comme le défaut s'étale sur une durée de 100 ms, nous devrions observer une phase de montée en température avec la propagation de la zone normale qui aurait théoriquement due parcourir une distance de 67.8 cm/s $\times$ 0.1 s = 67.8 mm. Si on peut remettre en cause la méthode d'évaluation de la NZPV présentée dans la section 3.5.2, qui se fait dans des conditions adiabatiques, et également avec un courant donné, elle permet néanmoins de comparer les architectures sur un pied d'égalité, avec le même courant de "transport". Or, d'après nos résultats, la propagation du front de chaleur ne se fait pas de la même façon dans le cadre de nos essais, c'est à dire en présence d'inhomogénéités de courant critique sur de courtes distances (50 μm à 1 mm) avec le prise en compte du refroidissement. En effet, la vitesse de propagation du front de chaleur est dépendante de plusieurs choses telles que la température atteinte, de l'architecture du ruban et du chemin emprunté par le courant qui circule dans le limiteur.

Si l'on compare les résultats obtenus ici en terme de vitesse de propagation, l'amplitude du courant n'est pas constante et parfois en dessous du courant critique moyen du ruban supraconducteur ($I \leqslant 500$ A) et le comportement du rSFCL ainsi modélisé est plus délicat à évaluer. En effet, malgré les courtes distances misent en jeu dans le modèle, le phénomène de point chaud existe toujours malgré l'utilisation d'une résistance d'interface élevée, alors que cette dernière est supposée apporter une solution à ce genre de problème. Cependant, il est nécessaire de prendre en compte les capacités de refroidissement du bain d'azote liquide. Ainsi, la quantité d'énergie que l'on peut dissiper localement peut être supérieure aux pertes locales par effet Joule dans le ruban supraconducteur. Ainsi, on freine l'expansion de la zone normale dans la longueur du ruban.

4.6 Conclusion

Les résultats de simulation montrent que la modélisation des transferts de chaleur par diffusion dans l'épaisseur du ruban supraconducteur est essentielle pour avoir la bonne réponse du rSFCL en régime transitoire. En effet, avec un modèle homogénéisé en température, l'absence de diffusion ne fait pas qu'engendrer un délai dans la réponse du limiteur, mais elle peut également affecter l'amplitude du courant de court-circuit, ce qui n'est pas sans conséquence sur la planification des réglages et de la coordination des dispositifs de protection des réseaux électriques.

Ce chapitre a permis d'explorer les possibilités offertes par le modèle dans un réseau simple, suffisant pour tirer des conclusions et ouvrir des questions quant à l'amélioration de la simulation des rSFCL. Le cas de la réalimentation d'un transformateur étudié n'est pas dénué d'intérêts pour la conception et le dimensionnement d'un rSFCL. En effet, le courant d'appel du transformateur peut dépasser le courant critique du limiteur, et il faut alors que le rSFCL puissent tolérer un tel transitoire et les contraintes associées aux appels de courant, des transitoires qui sont régulièrement observés dans les réseaux électriques.

Ainsi, le modèle multi-échelles a permis de dimensionner le ruban supraconducteur pour la conception du rSFCL en se basant sur des variations de l'épaisseur du stabilisateur en argent pour satisfaire les conditions de tolérance au courant d'appel du transformateur, mais aussi de s'assurer que la limitation du courant était assez efficace en cas de court-circuit. La présence de défauts dans l'architecture a également été abordée en simulant un des pires cas qui peut se présenter, c'est-à-dire la présence d'un seul point chaud. Le modèle développé a permis de vérifier que l'architecture du ruban supraconducteur choisie était en mesure d'apporter une solution à la présence d'un point chaud selon les conditions de test et les contraintes que l'on s'était fixées, c'est à dire une baisse locale de 5% de la densité de courant critique.

Nous avons également observé l'impact de la distribution spatiale de la densité de courant critique, qui met en lumière un manque d'information à propos de la distribution réelle du courant critique et la nécessité de procéder à une caractérisation fine des rubans supraconducteurs. Ajouté à cela, nous avons fait varier la résistance d'interface dans le but d'accélérer la vitesse de propagation de la zone normale. Nous avons constaté que le refroidissement avait un impact important sur la propagation de la zone normale pendant le transitoire du

transformateur, c'est à dire lorsque le courant est faiblement supérieur au courant critique (max. $2I_c$). Il a également été montré que la hausse de la résistance d'interface n'est pas bénéfique si elle est trop élevée, et que son augmentation peut mener à une augmentation locale de la température du ruban supraconducteur (par rapport à une résistance d'interface faible). Cette technique doit donc être utilisée prudemment.

Le cas d'étude présenté ici n'est évidemment pas le seul qui présente de tels inconvénients : un démarrage de moteur ou la mise en service d'une batterie de condensateurs peuvent également présenter des conditions de fonctionnement nécessitant ce genre de simulation. Il s'agit finalement de définir des cas d'étude pertinents et concrets avec les gestionnaires des réseaux électriques, car les rSFCL ne doivent pas être dimensionnés qu'en fonction des courants de court-circuits, mais ils doivent pouvoir résister à toutes sortes de contraintes de surintensités temporaires normales qui peuvent survenir à tout moment dans un réseau électrique.

4.7 Élements sujet à réflexion

4.7.1 Une caractérisation plus fine nécessaire ?

La longueur de discrétisation des inhomogénéités de la densité de courant critique J_c le long du ruban supraconducteur est un facteur important. En effet, selon les résultats observés ci-dessus, la modélisation de la variation de I_c sur différentes échelles (bien que petites) montre des comportement thermiques très différents. D'après les mesures effectuées par d'autres groupes de recherche, la variations spatiales de I_c peut varier sur des distances aussi petites que quelques dizaines de microns.

Dans le but de parfaire les modèles, il serait important d'entreprendre des mesures expérimentales qui permettraient de caractériser les rubans supraconducteurs sur des échelles bien plus petites, pour ne pas dire microscopiques, selon les différentes méthodes de fabrication/dépôt dans le but de déterminer à quelle échelle la densité de courant critique doit être modélisée, notamment pour des rubans supraconducteurs dont les applications en électrotechnique se multiplient et pour lesquelles l'amélioration des simulations est gage d'une meilleure intégration de ce type d'appareillage novateur.

4.7.2 Quid du refroidissement ?

On est également en droit de se demander si le modèle utilisé pour le refroidissement est à remettre en cause. En effet, la courbe non linéaire de ce dernier n'est obtenue que par succession de régime permanent et ne tient pas compte de l'énergie a fournir pour le passage de l'état liquide à l'état gazeux (chaleur latente de changement d'état 200 kJ/kg @ 77 K).

4.7.3 Utilité de la résistance d'interface ?

En ce qui concerne la résistance d'interface, si son augmentation est intéressante d'un point de vue purement électrique, ce n'est pas le cas d'un point de vue thermique. En fait, il s'avère que les températures peuvent être plus élevées lorsque l'on utilise une résistance d'interface importante par rapport à une résistance d'interface faible. Bien que cela améliore le comportement du limiteur d'un point de vue électrique, cet impact négatif sur les températures peut avoir des effets non escomptés et incertains. En effet, dans certaines conditions de fonctionnement, et notamment lors des régimes transitoires où le courant est "faible" ou rapidement amorti, on peut observer que cela n'est pas suffisant pour réduite les échauffements locaux. On peut même assister à une aggravation du phénomène de "point chaud".

4.7.4 Le CFD, un bon compromis ?

En dehors de l'augmentation de la résistance d'interface, il est possible d'opter pour une modification de l'architecture du ruban supraconducteur en utilisant une technique de "current flow diverter" (CFD) [103], qui permet d'accélérer la vitesse de propagation de la zone normale, et donc de réduire la probabilité de rencontrer des points chauds. Le CFD repose également sur l'ajout d'une résistance d'interface entre la couche supraconductrice et la couche de stabilisateur.

Néanmoins, contrairement au cas précédent, la résistance d'interface n'est pas uniformément répartie sur toute la surface du ruban. Comme la couverture n'est que partielle, le courant est forcé de ne circuler que dans les parties qui présentent la résistance la plus faible, ce qui permet d'augmenter la longueur de transfert du courant. De cette façon, la vitesse de propagation de la zone normale est augmentée, et on limite les effets négatifs de la résistance d'interface. L'impact sur l'échauffement local du ruban est alors réduit grâce à des pertes locales plus faibles (par rapport à une résistance d'interface élevée). Ce type d'architecture présente donc un avantage certain par rapport à l'utilisation d'une résistance d'interface élevée qui couvre toute la surface, tel que suggéré auparavant.

CHAPITRE 5 MESURES EXPÉRIMENTALES

5.1 Introduction

Les limiteurs de courant de défaut supraconducteurs sont dans une phase émergente avec une importante part de recherche et de développement. Des outils d'intégration de ces dispositifs sont indispensables pour prédire et comprendre leur impact dans les réseaux électriques. Dans les chapitres précédents, nous avons développé les détails d'un modèle numérique, qui semble être un outil indispensable à l'heure actuelle, et bien que les simulations soient intéressantes pour l'intégration des rSFCL, ce 5ème chapitre traite des aspects expérimentaux avec les prémices de la mise en place d'une méthode de test de type "Power Hardware In the Loop" (PHIL) pour les SFCL de type résistif. En effet, il est difficile de remplacer les tests sur des dispositifs réels pour affiner les conclusions et valider les résultats et les modèles de simulation. Des mesures à partir d'une source de courant pulsé ont également été réalisées pour effectuer une rapide observation de la non-homogénéité des rubans supraconducteurs utilisés.

5.2 Objectifs et méthodologie

Dans ce chapitre, on compare deux approches qui visent à étudier l'intégration des rSFCL dans les réseaux électriques :

1. Purement simulatoire dans l'environnement EMTP-RV, grâce au modèle préalablement présenté dans les chapitres 3 et 4.
2. Simulation temps réel de type PHIL, qui permet d'intégrer un appareillage physique dans une boucle de simulation, dont les grandes lignes sont détaillées plus loin dans ce chapitre.

Si le premier point a largement été abordé dans les chapitres précédents, les contraintes et les exigences sur la simulation PHIL sont globalement centrées sur la dynamique électrothermique du rSFCL. En effet, le comportement du rSFCL peut présenter une variation très rapide de la résistance, et passer d'une impédance approximativement nulle à plusieurs ohms en 1 à 2 ms. Les aspects géométriques tels que l'architecture du ruban sont, quant à eux, automatiquement pris en compte. Il en est de même pour les effets locaux comme les points chauds, inévitablement présents dans les rubans supraconducteurs de (RE)BCO à l'heure actuelle, qui sont alors naturellement considérés dans l'expérience.

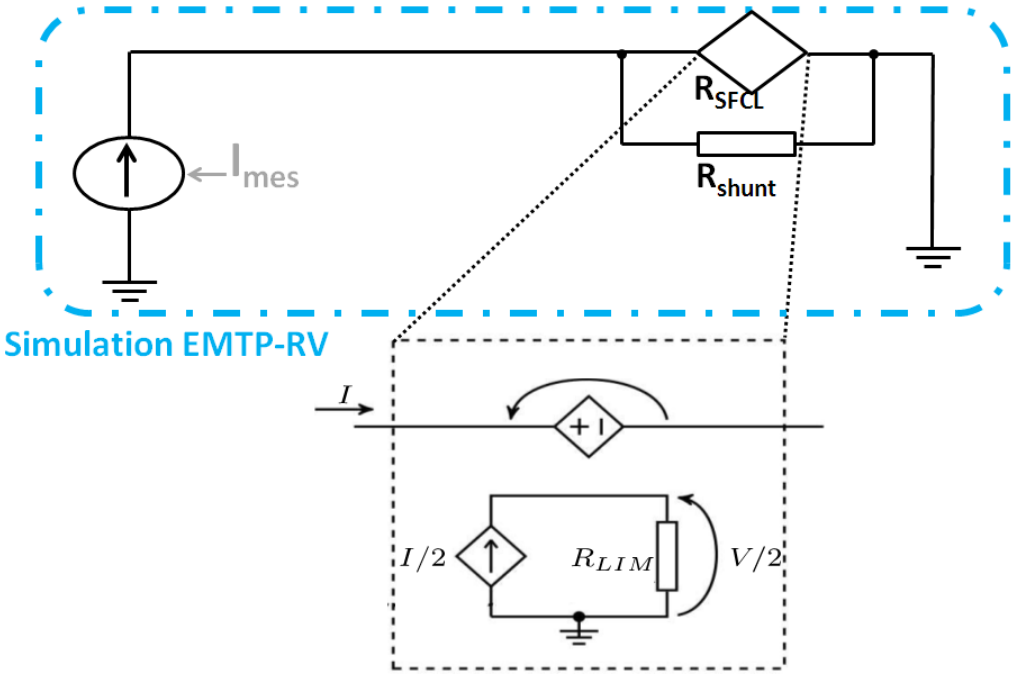


Figure 5.1 Principe de validation du modèle tel que décrit dans le point 2 du processus de validation. La source de courant qui excite le rSFCL et son impédance shunt en parallèle est commandée à partir des données expérimentales.

Les résultats expérimentaux sont ensuite comparés aux simulations réalisées dans l'environnement EMTP-RV. Les grandes étapes de ce processus sont les suivantes :

1. Réaliser les expériences avec une boucle de simulation PHIL avec un prototype physique de rSFCL dans l'environnement Hypersim.
2. Effectuer une simulation "pure" en utilisant le courant mesuré lors de l'essai précédent comme source d'excitation du modèle équivalent du rSFCL dans EMTP-RV (voir figure 5.1).
3. Faire une simulation "pure" en considérant tout le réseau électrique radial dans EMTP-RV (voir figure 5.2).
4. Observer les mesures expérimentales du courant dans le shunt et les comparer aux résultats des différentes simulations réalisées aux point 2. et 3.

En ce qui concerne le point 2), cette méthode permet de limiter les impacts de la boucle PHIL en assurant une excitation commune au prototype et au modèle afin de procéder à une première étape de validation expérimentale. Le but final de la manœuvre est de vérifier que le modèle se comporte de façon correcte par rapport aux expériences réalisées avec le prototype de rSFCL.

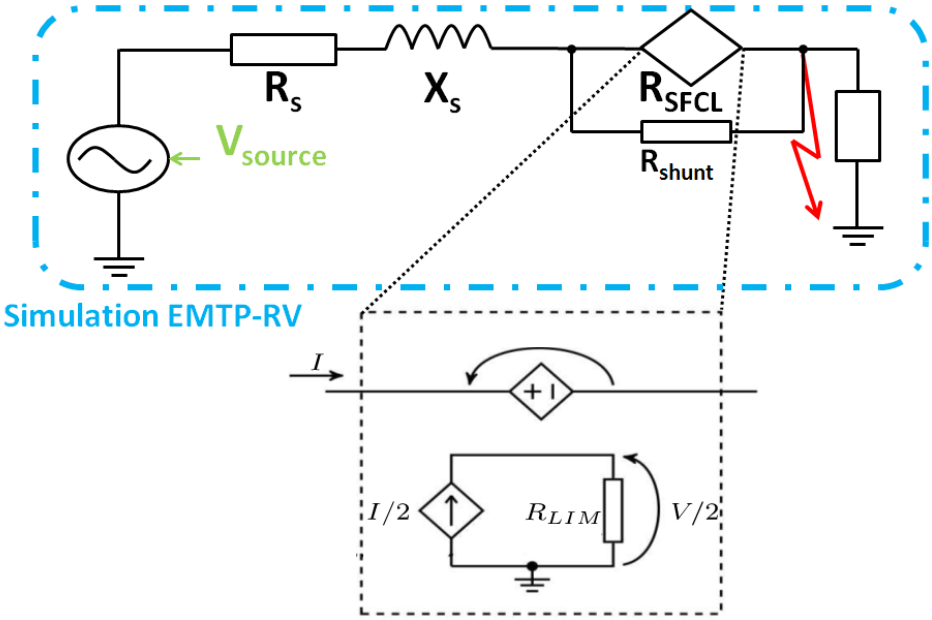


Figure 5.2 Principe de simulation pour l'évaluation de la précision des essais expérimentaux en temps réel avec la boucle PHIL tel que décrit dans le point 3 du processus de validation. Ici, l'ensemble du groupe réseau et limiteur est simulé.

Enfin, dans l'hypothèse où le point 2) est validé, le point 3) autorise un découplage total de la simulation et de l'expérience, et la simulation devrait retourner des résultats comparables à ceux des essais en temps réel avec la boucle PHIL. Cela permet alors d'observer dans quelle mesure la boucle PHIL influence les résultats de l'expérience, et de caractériser les imprécisions qui découlent de cette méthode de test. Dans tous les cas de figure, on utilise le courant qui circule dans la résistance shunt du rSFCL comme grandeur de comparaison, ce qui présente l'avantage d'être directement mesurable expérimentalement avec une bonne précision. La mesure du courant dans la branche de l'impédance shunt, qui est connectée en parallèle au rSFCL, est également l'image de la tension au bornes du limiteur.

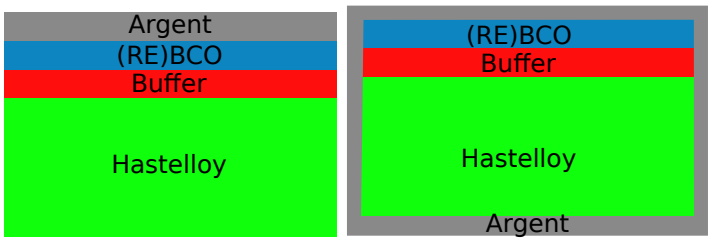
5.2.1 Types de rubans supraconducteurs

Différents prototypes ont été réalisés à partir de deux rubans supraconducteurs commercialement disponibles. Le premier provient du manufacturier STI superconductor [27], tandis que le second provient de SuperPower Inc. [26]. Les deux rubans ont des architectures différentes, qui sont illustrées à la figure 5.3.

L'architecture de STI se présente sous la forme d'un empilement de couches avec, de

Tableau 5.1 Paramètres géométriques des rubans supraconducteurs utilisés pour la construction des prototypes de rSFCL construits au laboratoire.

	Superpower SF4050	STI Conductus
Substrat (épaisseur)	Hastelloy (50 μm)	Hastelloy (100 μm)
Supraconducteur (épaisseur)	(RE)BCO (1 μm)	(RE)BCO (1 μm)
Stabilisateur (épaisseur totale)	Argent(2 μm)	Argent(2 μm)
Largeur	4 mm	4 mm



(a) (b)

Figure 5.3 Illustration de l'architecture d'un ruban supraconducteur : (a) STI ; (b) Superpower Inc. (Pas de mise à l'échelle).

façon simple et de "haut en bas" :

— Une couche stabilisatrice en argent.
— Une couche supraconductrice (RE)BCO.
— Un ensemble de couches tampons
— Un substrat en Hastelloy.

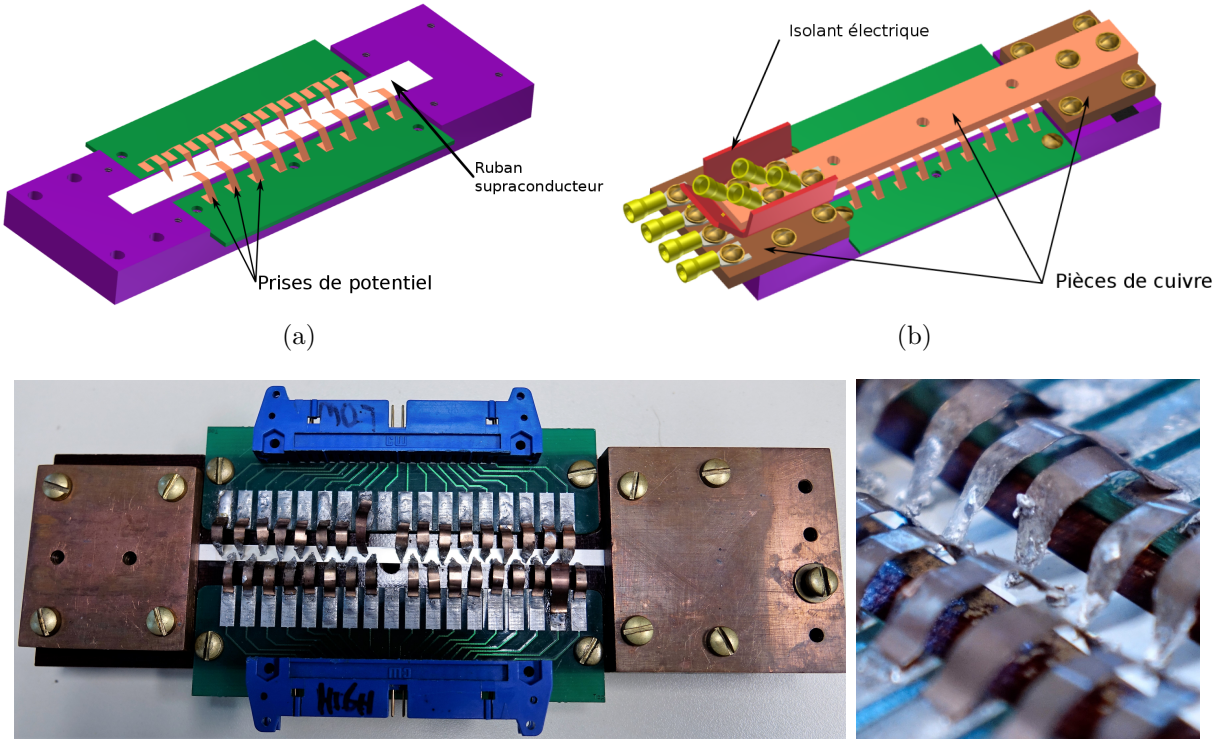
Mis à part le fait que les couches tampons sont différentes pour les deux rubans, l'architecture du ruban de Superpower ne diffère de l'architecture proposée par STI que par sa couche d'argent, qui vient envelopper l'ensemble du ruban. Les caractéristiques géométriques de chacun des rubans sont données dans le tableau 5.1. Les deux rubans sont approximativement équivalents en termes de résistance par unité de longueur avec, à peu de chose près, la même section d'argent là où la majorité du courant circule en cas de quench. En revanche, la quantité d'Hastelloy dans le ruban STI est plus importante. Avec deux fois plus de matière que le ruban Superpower, le ruban STI devrait être moins sensible aux échauffements.

En ce qui concerne les modèles de rSFCL, si l'architecture des rubans de STI ne présente pas de problème majeur pour la modélisation(classique empilement de couches - architecture

“2D”), celle de Superpower est un peu plus délicate. En effet, la modélisation du ruban de Superpower nécessite l’ajout d’une troisième dimension. Malgré l’utilisation des symétries, cela n’est pas possible à l’heure actuelle de modéliser un ruban en 3D dans EMTP-RV sans effecuer au préalable une optimisation du modèle vis-à-vis de l’espace mémoire disponible pour la matrice nodale. La représentation du ruban de Superpower s’articule donc autour d’une succession de couche, et on néglige pour le moment la bande d’argent latérale (cf. figure 5.3).

5.3 Source de courant pulsé et évaluation des non-homogénéités

La source de courant pulsé disponible au laboratoire est un outil fort intéressant. En effet, ce type de mesure, appelée PCM (Pulsed Current Measurement) génère des plateaux de courant qui peuvent atteindre plusieurs centaines d’ampères en quelques centaines de microsecondes ($\approx$ 500 μs). On ne tire cependant avantage de ces caractéristiques particulières qu’en utilisant des montages qui permettent de réduire l’inductance du dispositif en



(a) (b)

(c) (d)

Figure 5.4 Dispositif de mesure utilisé avec la source de courant pulsé. On peut distinguer le montage anti-inductif et les prises de potentiel répartis le long du ruban.

cours de test, sinon le temps de montée est trop lent et/ou la stabilité du courant est affectée.

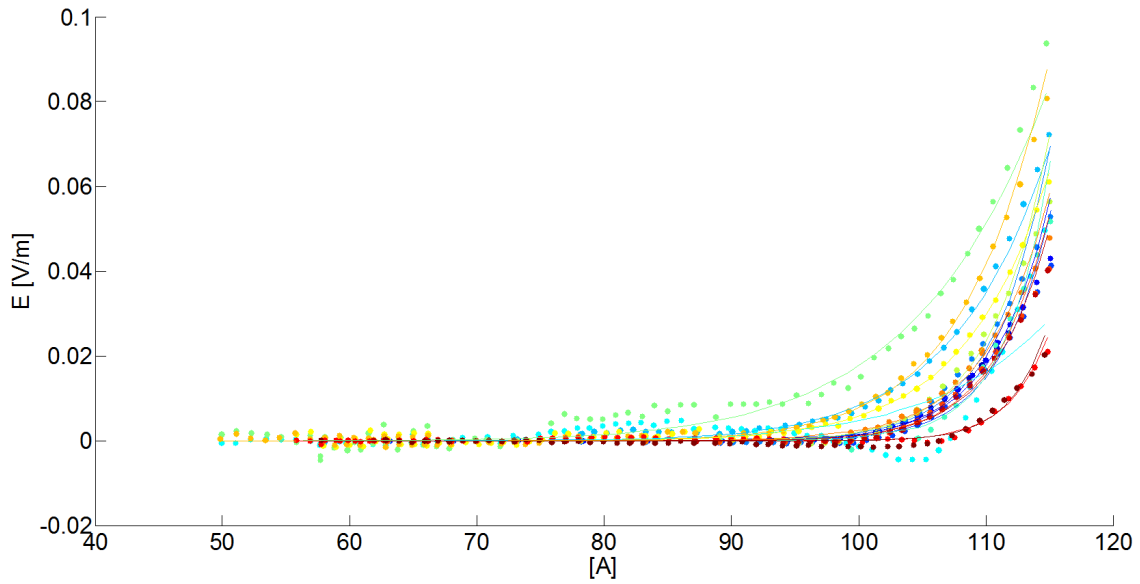
La tension délivrée par la source de courant pulsé est bornée à une valeur basse (environ 15 V). Il est donc nécessaire de faire des mesures sur une faible longueur de ruban. Le support à échantillon conçu au laboratoire, qui est présenté aux figures 5.4, dispose donc d'une longueur utile d'environ 10 cm. Le transport du courant est assuré par trois pièces de cuivre dont le chemin permet de réduire l'inductance du dispositif en générant un aller-retour de type anti-inductif. Les prises de potentiel sont réalisées à partir de "doigt-ressorts", qui sont fabriqués dans un alliage de cuivre-béryllium, un matériau qui conserve une certaine élasticité à basse température. Le contact de chaque prise de potentiel est améliorée avec le dépôt d'une fine couche d'indium au point de mesure. Chaque prise de potentiel est ensuite reliée à un circuit imprimé pour l'interfaçage avec la carte d'acquisition servant à réaliser les mesures (non illustré).

Des essais ont été menés sur un ruban Superpower SF4050 avec une valeur de courant critique de 82 A donnée par le manufacturier. Les résultats des essais sont présentés à la figure 5.5. Le courant critique moyen sur une longueur de 8.5 cm a été évalué à 98 A. Le coefficient n moyen a quand à lui été évalué à 27. La valeur de courant critique légèrement plus élevée peut s'expliquer par le fait que l'on soit en présence d'un "bon" morceau de fil. Le champ électrique critique à été fixé ici à 10 μV/cm, donc plus grand que celui utilisé par le manufacturier, qui était de 0.1 μV/cm, a également un impact sur les résultats. Les faibles distances entre les prises de potentiel et le bruit présent dans les mesures, ne nous permettent pas d'effectuer des mesures de l'ordre du μV ou moins.

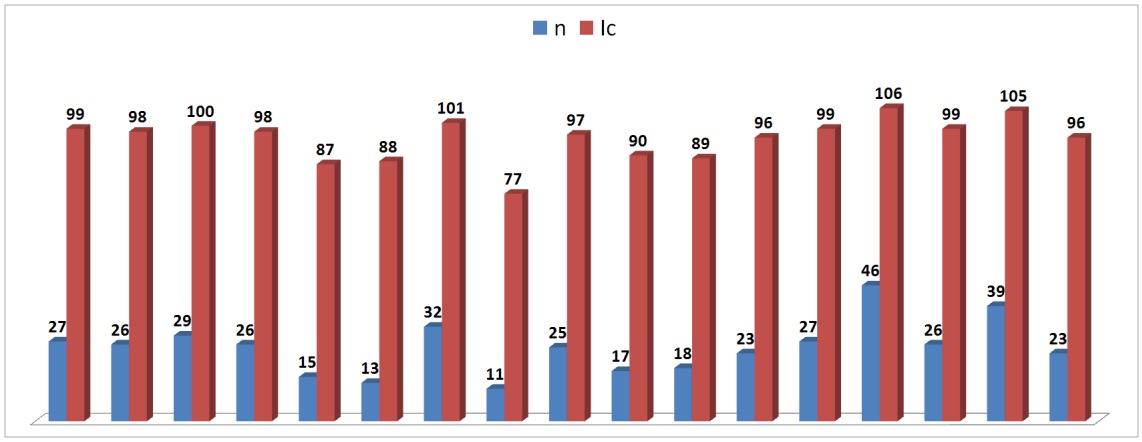
Ce qui nous intéresse ici, c'est ce qu'il ressort des mesures différentielles de tension, avec une différence de potentiel évaluée tous les 5 mm. Les résultats montrent alors que le courant critique varie entre 77 A et 106 A. Quant à l'exposant n, il varie entre respectivement entre 11 et 46. Malgré la faible longueur de ruban, les non-homogénéités du courant critique observées ici sont très importantes (cf. figure 5.5).

5.4 Conception et dimensionnement du prototype de rSFCL

L'intégration permanente du limiteur en série dans le réseau impose que ce dernier puisse supporter les conditions normales de fonctionnement, c'est à dire la circulation du courant nominal, sans que cela ait un impact mécanique et/ou thermique sur le rSFCL. Il



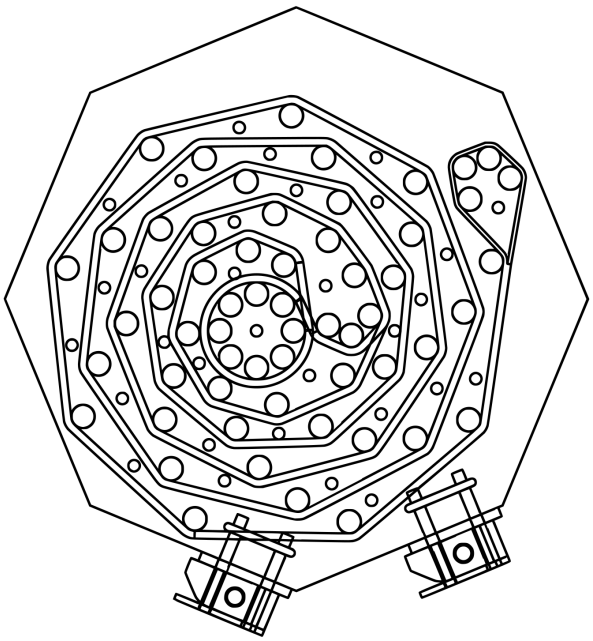
(a)



(b)

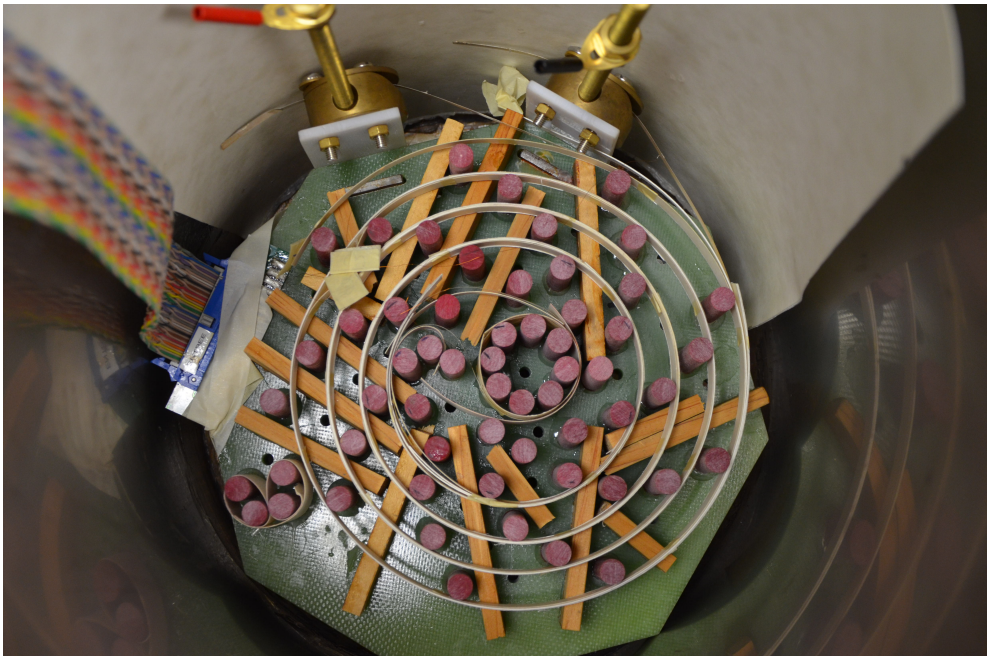
Figure 5.5 Résultats d'essais avec la source de courant pulsés : (a) Les points sont issus des mesures expérimentales et les courbes en trait continu proviennent d'une approximation à partir de la loi de puissance ; (b) L'histogramme présente les différentes approximations de Ic et de n.

doit également être capable de tenir la tension nominale du réseau en cas de défaut franc et proche du limiteur, ce qui peut imposer de fortes contraintes aux diélectriques, du moins le temps que les dispositifs de protection réagissent. Cela permet d'éviter la destruction du limiteur à cause d'un échauffement trop important.



(a)

(b)



(c)

Figure 5.6 Structure du premier prototype de rSFCL fabriqué au laboratoire : (a) Principe de base du montage avec les supports mécaniques cylindriques sur lesquels vient s'appuyer le ruban supraconducteur ; (b) Schéma de principe de bobinage sur deux étages ; (c) Prototype de rSFCL construit au laboratoire où un seul "étage" de fil a été utilisé.

5.4.1 Structure du rSFCL

La construction d'un prototype de rSFCL doit répondre à certaines exigences. En effet, la conception mécanique du limiteur doit :

— Permettre la circulation d'azote liquide pour améliorer l'efficacité du refroidissement et réduire le temps de récupération de l'état supraconducteur après une phase de limitation, tout en offrant un support mécanique pour le bobinage du fil supraconducteur.
— Limiter les faibles rayons de courbure pour ne pas dégrader localement le courant critique du ruban supraconducteur.
— Limiter l'inductance du montage, et par la même occasion le champ magnétique appliqué sur le supraconducteur, en ayant recours à un montage dit "anti-inductif".
— Protéger le conducteur et assurer une certaine mobilité pour les phases de contraction et de dilatation thermique, même si cela ne représente pas une contrainte majeure du fait qu'ici le rSFCL n'est fabriqué qu'à partir d'une petite longueur de fil (tout au plus quelques mètres de ruban). Dans le cas présent, le ruban supraconducteur est entouré d'une enveloppe souple dans laquelle il peut glisser.
— Assurer l'isolation électrique entre les deux rubans du montage anti-inductif grâce à une fine couche diélectrique.
— Offrir la possibilité de mesurer le potentiel électrique en plusieurs points répartis le long du ruban.

Diverses solutions et structures ont déjà été proposées dans la littérature. La première réalisation, qui se base sur un prototype de rSFCL proposé dans la thèse de C. Gandioli [8], est illustrée à la figure 5.6. La conception du prototype s'articule alors autour d'une succession de tiges cylindriques en fibre de verre, formant un support en forme de spirale pour les fils supraconducteurs. Le montage anti-inductif est assuré par une "enveloppe" de papier Kraft qui contient les fils supraconducteurs "aller" et "retour" séparés par une mince couche de papier isolant. La boucle du montage anti-inductif est assurée par l'ensemble des plots en forme de cercle au centre du montage.

Cette première solution n'a pas été conservée du fait de contraintes importantes lors de sa construction. En effet, cet assemblage nécessitait de manipuler le ruban supraconducteur un grand nombre de fois, et le risque de l'endommager ou de le fragiliser à chaque manipulation était trop important. De plus, ce prototype ne présentait pas d'évolution possible et n'était valable que pour des longueurs fixes d'approximativement 5 ou 10 mètres (avec la présence d'un deuxième étage). Aussi, avec une telle structure, le volume du limiteur était

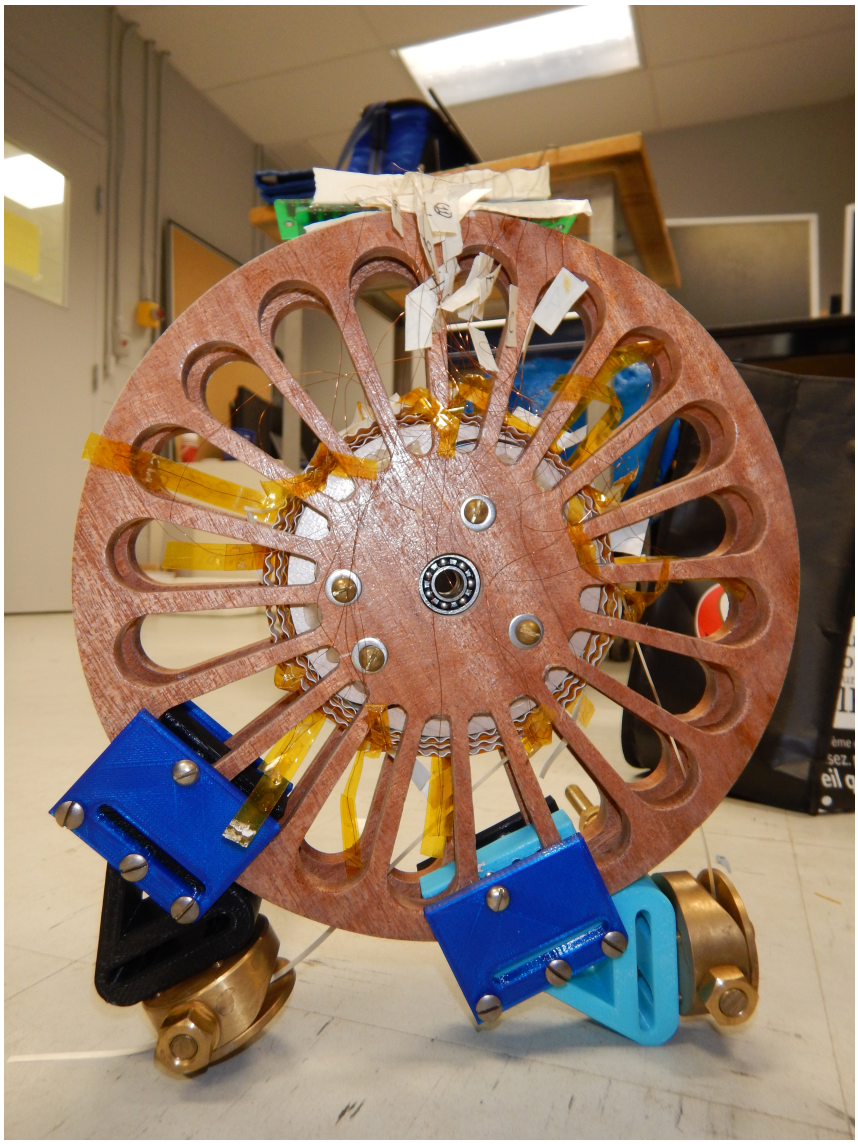


Figure 5.7 Structure du second prototype de rSFCL construit au laboratoire. Les détails de sa construction sont données dans le texte.

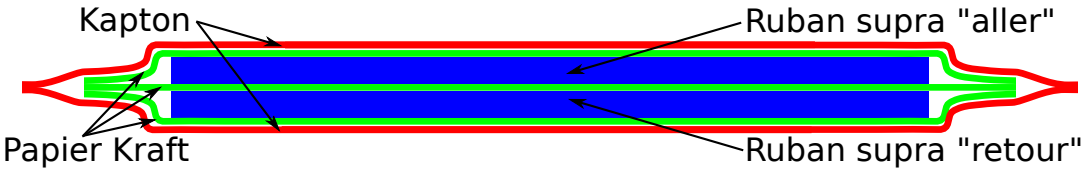
trop grand par rapport à la longueur de fil utilisée. Cela n'en facilite pas l'utilisation avec la nécessité de recourir à un gros cryostat. Enfin, il y a aussi le coût, qui est important avec l'utilisation de matériau tel que la fibre de verre, qui nécessite des outils de coupe spécifiques et également coûteux.

La seconde solution, celle qui a été retenue, se base sur les rSFCL conçus dans le cadre des projets ECCOFLOW et ENSYSTROB [104, 105, 115, 116]. En ce qui concerne la conception de notre prototype, bien que le G10 ou le G11, qui sont des matériaux à base de fibres

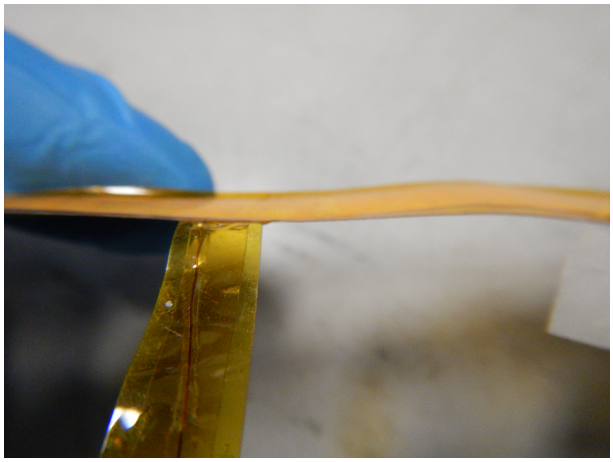
de verre dans une matrice d'epoxy, soient une des meilleures solutions pour la fabrication de dispositifs à usage cryogénique de qualité "professionnelle", le coût et la difficulté d'usiner ces matériaux très durs et particulièrement abrasifs a orienté la construction du rSFCL vers un support en bois dur. Ce dernier, tel que l'on peut le voir sur la figure 5.7, est fabriqué en acajou, un bois très stable avec peu de gauchissement avec la température et une bonne résistance à l'humidité. Le support est parsemé d'ouvertures qui permettent à l'azote liquide de circuler librement et autorise une plus grande souplesse pour la longueur du prototype que la version précédente, avec des longueurs variant de 1 à 25 m.

En ce qui concerne la structure anti-inductive, elle est construite de la façon suivante (cf. figure 5.8) :

— Les deux rubans supraconducteurs sont séparés par une fine couche de papier Kraft de manière à les isoler électriquement.
— Deux autres bandes de papier Kraft viennent couvrir les deux rubans de façon à ce qu'ils soient indépendants et puissent glisser à l'intérieur de l'enveloppe.
— Enfin, deux rubans de Kapton® viennent fermer et sceller le tout avant que l'ensemble



(a)



(b)

Figure 5.8 Vue détaillée de la structure anti-inductive : (a) Schéma de principe ; (b) Résultat après fabrication. On distingue également la présence d'un fil de prise de potentiel.

ne soit enroulé sur son support de bobinage.

Le montage anti-inductif est assuré par deux pièces de bois en érable qui sont usinées de manière à former une géométrie proche du symbole du Yin et du Yang (cf. parties claires, au centre de lq figure 5.9). De cette manière, on peut obtenir une rainure en forme de S, ce qui permet au ruban supraconducteur de réaliser une petite boucle. Cette géométrie particulière permet donc d'assurer la base du montage anti-inductif et le support de bobinage circulaire du rSFCL (voir figure 5.9). Cela permet également de ne pas ajouter de résistance au milieu du limiteur, ce qui aurait par exemple été le cas avec un rebouclage via une pièce en cuivre ou en aluminium.

Chaque tour est ensuite séparé à l'aide d'un papier Kraft qui a été préalablement ondulé à l'aide d'un dispositif artisanal conçu au laboratoire. La photographie 5.10 montre un agrandissement de la structure de bobinage du limiteur. On peut également y distinguer un petit fil qui sert de prise de potentiel. Le dispositif d'assemblage conçu au laboratoire permet

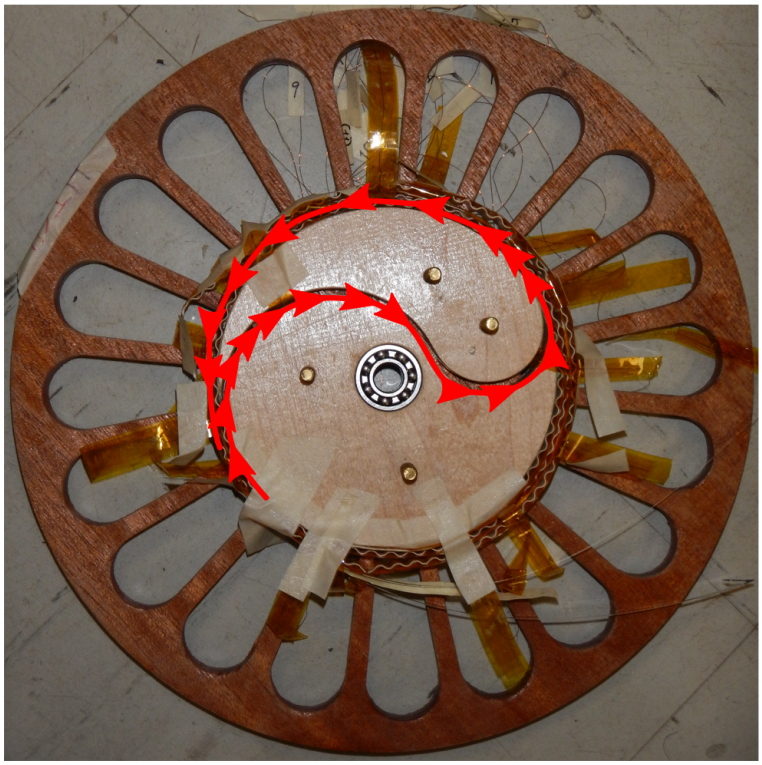


Figure 5.9 Illustration du chemin emprunter par le ruban supraconducteur pour réaliser la boucle nécessaire au montage anti-inductif pour le second prototype de rSFCL construit au laboratoire.

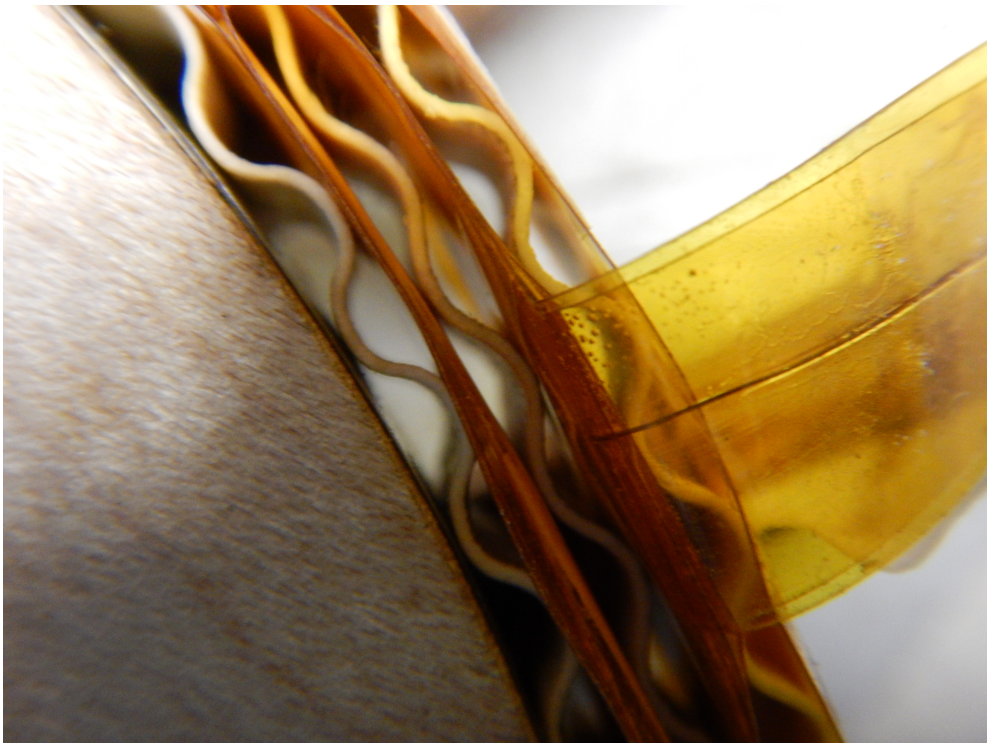


Figure 5.10 Agrandissement sur la structure du limiteur avec le papier Kraft ondulé qui permet à l'azote liquide de circuler entre les différents tours. On peut également distinguer une des prises de potentiel.

d'automatiser une partie de ces tâches, ce qui facilite l'assemblage et l'alignement des rubans supraconducteurs juste avant de passer à la phase de bobinage du rSFCL (cf. figure 5.12).

Les prises de potentiel ont été ajoutées en évitant les soudures sur le ruban supraconducteur, qui sont délicates à réaliser, et qui peuvent être source de problème si le ruban est surchauffé. La solution adoptée consiste alors à "coller" un fil de très faible section sur le ruban supraconducteur à l'aide d'une peinture contenant de fines particules d'argent (voir figure 5.11).

Malgré l'importance et le soin apporté à leur réalisation, certaines prises de potentiel n'ont pas toujours fonctionné correctement après refroidissement dans l'azote liquide, même si cela semblait être correct à température ambiante. Cela reste donc un point à améliorer lors de la réalisation des futurs prototypes.

Une attention particulière a été portée au fait que l'air devait impérativement être chassé

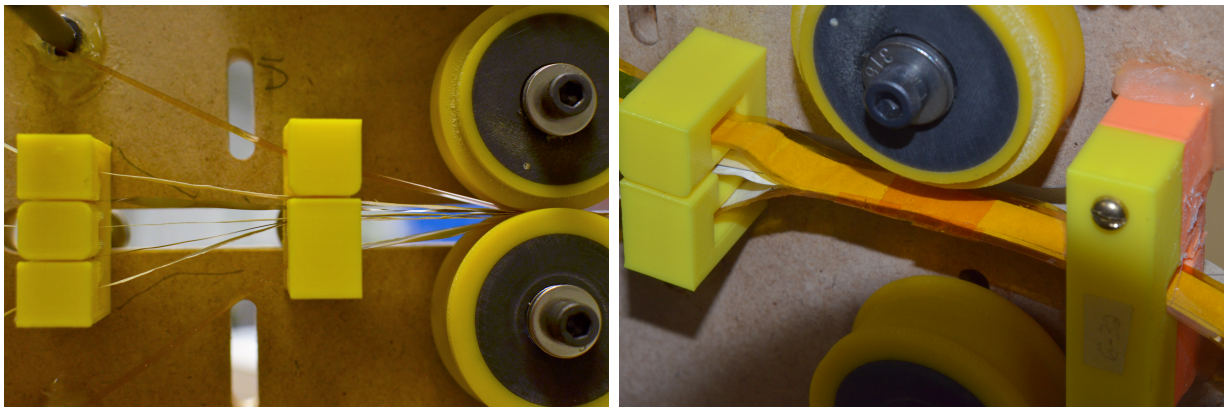
(a) (b)

Figure 5.11 Photographies illustrant la mise en place des prises de mesure du potentiel électrique à l'aide d'un fin fil de cuivre et de peinture d'argent.

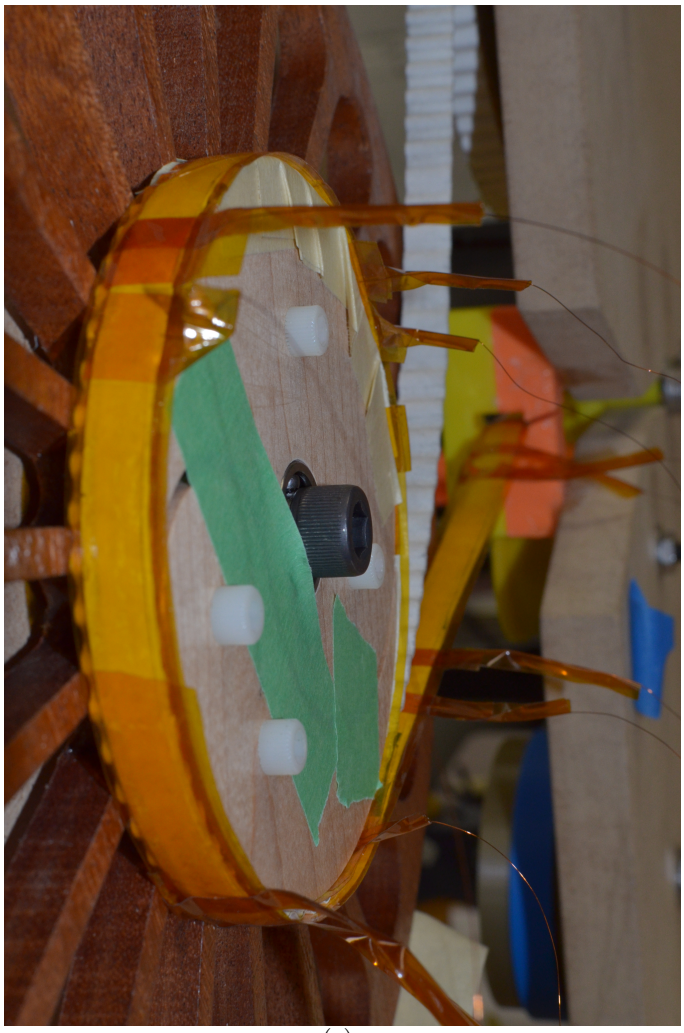
de l'enveloppe en appliquant une pression suffisante sur l'ensemble des couches à l'aide de roues en caoutchouc (cf. figure 5.12). En effet, l'emprisonnement de bulles d'air nuit à l'évacuation locale de la chaleur, et cela favorise la formation de condensation dont l'élimination (séchage ou écoulement) est compliquée. De plus, la présence de poches de gaz peut contribuer à la formation de points chauds et à la formation locale de glace suite aux enchainements de mesures et de plusieurs phases de réchauffement et de refroidissement.

Enfin, on termine avec les amenées de courant, qui assurent la jonction entre le réseau et les bornes du rSFCL. Elles doivent permettre de réaliser une connexion avec le ruban supraconducteur, quel que soit l'endroit où les extrémités de celui-ci arrivent. En effet, il est difficile de prédire où devront se situer les amenées de courant par rapport au dernier tour de la "bobine" en forme de pancake. Pour pallier à toutes les éventualités, des pièces ont été conçues et imprimées en 3D. Ces dernières supportent les amenées de courant et permettent un déplacement tout autour du support de bobinage du rSFCL, comme on peut le voir sur la figure 5.7.

Les amenées de courant ont été conçues de manière à ce que le ruban supraconducteur soit pris entre deux plaques dont la surface a été préalablement recouverte d'une fine couche d'indium, un matériau reconnu pour sa grande ductilité. Cela permet alors d'améliorer la qualité de la surface de contact entre l'amenée de courant et la couche stabilisatrice en argent du ruban supraconducteur. Notons que l'indium est aussi supraconducteur en-dessous

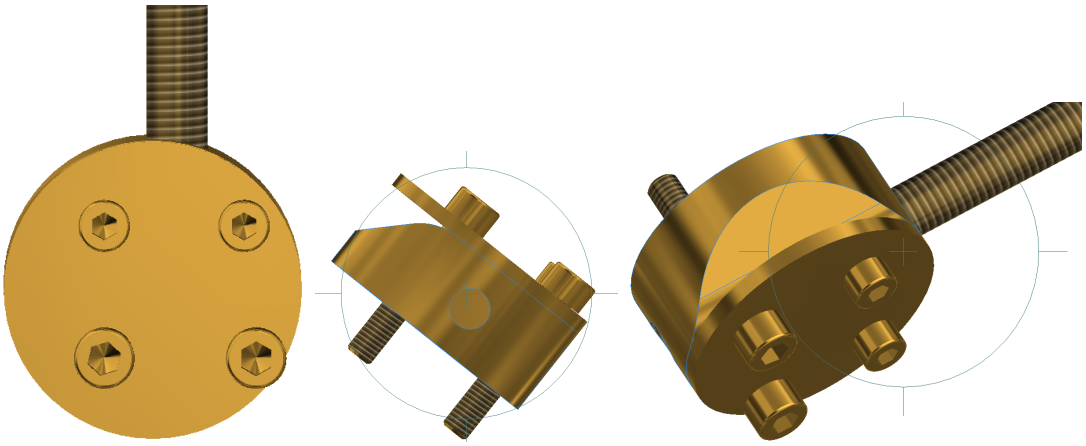


(a) (b)



(c)

Figure 5.12 (a,b) Vues détaillées de l'assemblage de la structure anti-inductive. (c) Bobinage du limiteur en forme de "pancake" en intégrant les prises de mesure de potentiel.



(a) (b) (c)

Figure 5.13 Vues détaillées de la conception des amenées de courant.

de 3.4 K, mais ce n'est pas cette propriété qui nous intéresse ici. La forme des amenées de courant permet aussi de réduire les contraintes mécaniques sur le ruban. Ainsi, un congé avec un rayon élevé a été réalisé pour que le ruban se déroule "en douceur" (cf. figure 5.13).

Les amenées de courant ont été réalisées en laiton du fait de la disponibilité de ce matériau au laboratoire et de sa facilité d'usinage. D'un point de vue pratique, il n'y a pas grand intérêt à utiliser du laiton par rapport au cuivre. En effet, malgré une conductivité thermique 20 fois plus faible que le cuivre à 77 K, et donc une potentielle réduction de la charge thermique et une diminution des apports de chaleur du milieu extérieur, la résistivité électrique plus faible du cuivre (à nouveau un facteur 20 par rapport au laiton), fait que les amenées de courant en cuivre seraient à privilégier pour un futur prototype. Notons que, dans le cadre de cette thèse, aucune optimisation n'a été effectuée pour le dimensionnement des amenées de courant.

5.5 Introduction à la méthode de simulation de type Power Hardware-In-the-Loop (PHIL)

On peut distinguer deux grands types de simulateurs pour les réseaux électriques :

1. Les simulateurs en temps différé (EMTP-RV, Matlab-Simulink, etc.).
2. Les simulateurs dits "temps réel" (Hypersim, OPAL-RT).

La première classe de simulateur permet de réaliser des études de comportement du réseau électrique en régime transitoire, et plus spécifiquement des appareillages qui le composent,

grâce à des modèles précis. Il est aussi possible de tester les algorithmes de commande et les boucles d'asservissement dans le but des les optimiser et d'affiner les réglages compte tenu des conditions de fonctionnement du réseau (normal, surcharge, court-circuit, changement de topologie, délestage, etc.). La résolution du problème peut être faite avec un pas de temps très petit (fixe ou adaptatif), et les résultats obtenus peuvent être très précis (suivant la qualité du modèle). Le calcul peut alors prendre un certain temps qui peut être désynchronisé par rapport au temps "physique" (i.e. le temps réel). Ainsi, la simulation peut s'effectuer plus rapidement ou plus lentement que le temps réel, sans aucune dépendance vis-à-vis du respect de celui-ci.

A l'opposé, la simulation en temps réel impose des contraintes fortes sur le respect des contraintes de temps. Ainsi, on fait appel à des compromis pour la modélisation de manière à ce que les phénomènes qui entrent en jeu puissent être simulés dans le temps imparti sans trop sacrifier la précision. Les résultats obtenus avec une simulation en temps différé sont donc généralement plus fidèles et plus rigoureux que les résultats obtenus avec la simulation en temps réel. Néanmoins, le simulateur temps réel dispose d'un atout de taille. En effet, il est possible, via des dispositifs d'entrées et de sorties analogiques (et numériques), et par l'intermédiaire d'amplificateurs de puissance et de systèmes de mesure, d'intégrer un appareillage physique, ou un système de contrôle réel, dans la boucle de simulation. Il n'est donc plus nécessaire de développer un modèle sophistiqué. Les caractéristiques physiques et le comportement de l'appareillage testés sont "naturellement" pris en compte dans la simulation.

HYPERSIM est l'un des simulateurs temps réel disponible au laboratoire. Ce système, développé et mis au point par Hydro-Québec, permet de réaliser des simulations en temps réel et aussi en temps différé. Au niveau matériel, le système est composé de deux stations de travail sous Linux qui disposent d'une interface graphique (GUI), d'un calculateur parallèle SGI Altix 350 qui contient 18 processeurs Itanium 2 (jusqu'à 1.6 Ghz, 9 Mo de cache). Le système fonctionne dans un environnement LINUX/UNIX.

Les schémas électriques et la détermination des entrées et sorties qui sont utilisées sont définis à partir du GUI. Le tout est ensuite compilé et exporté sous la forme d'un code en C qui permet de répartir automatiquement les tâches à effectuer entre les 16 processeurs disponibles. Un dispositif intégré nous permet de disposer d'un grand nombre d'entrées/sorties (I/Os) numériques/analogiques réparties en deux modules (cf tableau 5.2). Notons que les entrées analogiques sont en mode différentiel et que les modules d'I/Os utilisent les deux processeurs

Tableau 5.2 Récapitulatif des entrées/sorties d'HYPERSIM.

Type	Nombre	Plage de fonctionnement
Entrées Analogiques	2×16	$\pm$200 Vpk
Sorties Analogiques	2×16	$\pm$10 Vpk
Entrées Numériques	2×16	0-24 VDC
Sorties Numériques*	2×16	0-24 VDC

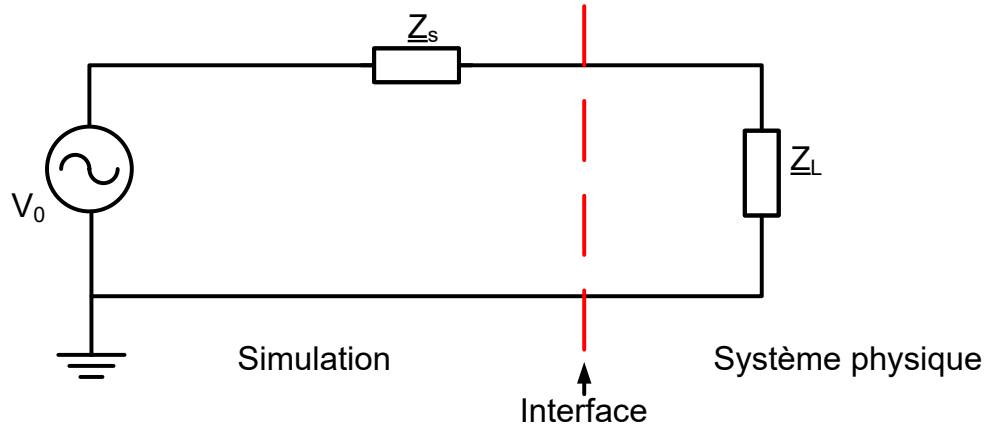
* Les sorties numériques offrent la possibilité de commander des relais 5-24 VDC (max. 100 mA) par l'intermédiaire d'une alimentation externe et d'un branchement de type "pull-up".

restants.

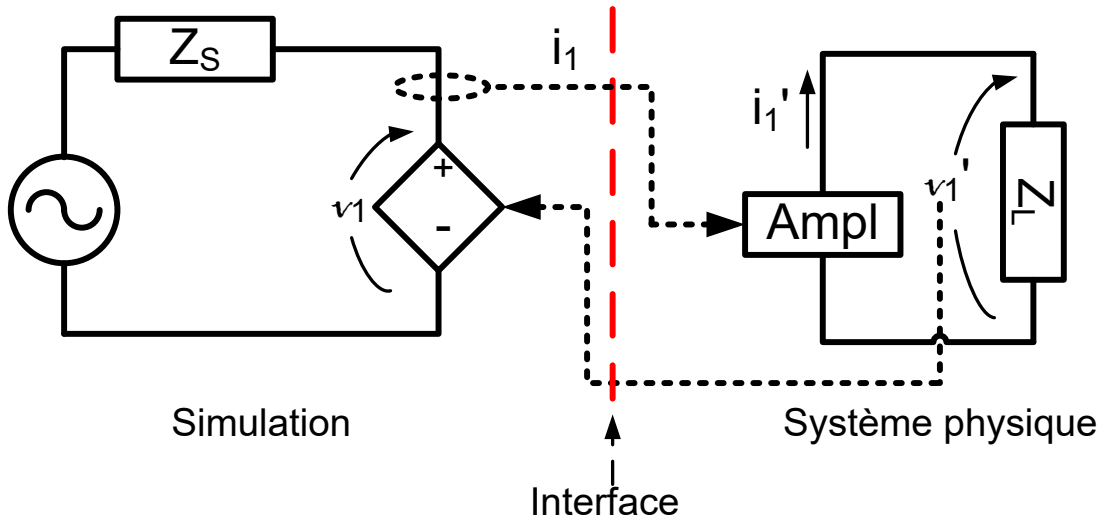
En prenant en compte le temps nécessaire aux acquisitions et aux restitutions des signaux des I/Os ($\approx$ 15μs), le système mis en place permet d'avoir un pas de temps de simulation minimal fixe d'environ 30 μs. Un pas de temps fixe facilite la synchronisation des données d'acquisition et de la simulation, il doit donc être choisi avec soin, et de manière à ce que la résolution des équations du système modélisé (réseau + contrôles) puisse être effectuée dans ce court laps de temps. Pour nous faciliter la tâche, Hypersim dispose d'un outil d'évaluation du temps de simulation en fonction de la taille du réseau (nombre de bus), des éléments qui le composent et du nombre de I/Os activées.

La présence d'I/Os analogiques permet d'interfacer des appareils de mesures avec le simulateur. Ainsi, les mesures de courants et/ou de tensions, tant qu'elles retournent l'image de leurs mesures sous la forme d'une tension d'un niveau acceptable par Hypersim, peuvent faire l'objet d'une acquisition et d'un traitement par le simulateur. La présence de sorties analogiques laisse également la possibilité de commander des amplificateurs de puissances, ce qui permet d'exciter en tension ou en courant le dispositif en cours de test. De cette manière, il est possible de boucler l'expérience et la simulation en temps réel.

La réalisation d'une telle simulation avec un dispositif aussi non linéaire qu'un rSFCL peut introduire des instabilités [117, 118, 119, 120]. Dans le pire des cas, ces instabilités peuvent endommager voire détruire les équipements en cours de tests. La représentation de la boucle PHIL est équivalente à un système de type gain/retard dont la stabilité est fortement dépendante du délai et du gain en boucle fermée. En effet, si ce dernier atteint ou dépasse



(a)



(b)

Figure 5.14 (a) Schéma de principe de la simulation temps réel avec l'introduction d'un dispositif physique. (b) Illustration de la méthode ITM en mode courant pour la simulation temps réel de type PHIL.

l'unité, le système est instable. La réalisation de simulations en temps réel de type PHIL, dans laquelle le simulateur interagit avec un dispositif physique à travers un amplificateur de puissance est, dans son mode le plus simple, illustré à la figure 5.14. Le réseau de test demeure très simple, avec une charge Z_L qui est reliée à une source de tension V_0 au travers d'une impédance Z_s.

Dans le cas d'une simulation pure, ce type de réseau ne pose absolument aucun problème et reste parfaitement stable. En revanche, dans le cadre d'une simulation PHIL où Z_L serait

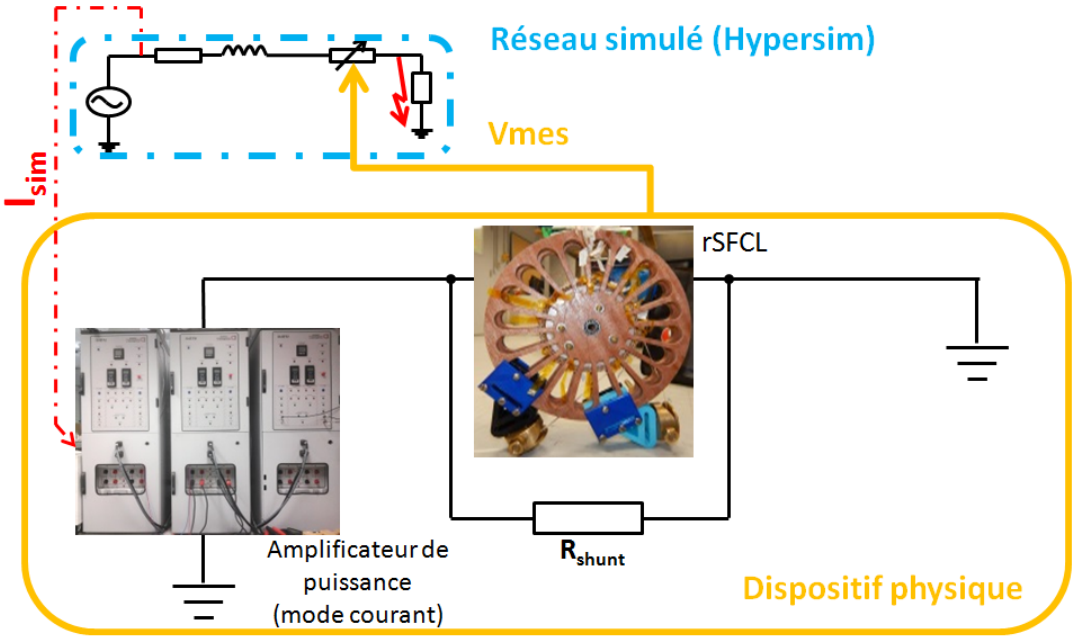


Figure 5.15 Principe de la méthode ITM en mode courant pour l'insertion d'un dispositif physique dans la boucle de simulation.

un dispositif physique (voir figure 5.15), et avec un arrangement tel que celui montré à la figure 5.14b, aussi appelé méthode du transformateur idéal (ITM), on obtient le système bouclé montré à la figure 5.16. C'est la méthode la plus directe et la plus intuitive. La figure 5.14 représente un asservissement de l'amplificateur de puissance en mode courant, c'est à dire que l'amplificateur de puissance est une source de courant contrôlée. Il est cependant facile de transposer cela pour réaliser le montage avec un amplificateur asservi en tension. Ainsi, les fonctions de transfert peuvent s'écrire :

$$F_{ITM_V} = H_{AMP} H_I \frac{Z_s}{Z_L} e^{-st_D} \approx \frac{Z_s}{Z_L} e^{-st_D} \text{ en mode tension.} \tag{5.1}$$

$$F_{ITM_I} = H_{AMP} H_V \frac{Z_L}{Z_s} e^{-st_D} \approx \frac{Z_L}{Z_s} e^{-st_D} \text{ en mode courant.} \tag{5.2}$$

Avec H_{AMP} la fonction de transfert de l'amplificateur, H_I la fonction de transfert du dispositif de mesure de courant, H_I la fonction de transfert du dispositif de mesure de tension, et e^{-st_D} la somme des délais de la chaine de commande, de conversion de puissance et de mesure (cf. figure 5.16).

Dans le cas de figure présenté, l'amplificateur est utilisé en mode courant (cf figure 5.15). Ainsi, la tension aux bornes du dispositif physique Z_L est mesurée puis injectée dans la simulation au travers d'une source de tension contrôlée. De cette manière, une erreur ϵ dans l'amplification du courant i_1' se répercute directement sur la tension de retour V_1' avec une erreur ϵ/Z_s. Cette erreur est donc successivement amplifiée par un facteur Z_L/Z_s (cf. figure 5.16). Dans le cas où ce rapport est supérieur à 1, on atteint rapidement les limites du matériel, c'est à dire une perte du contrôle des amplificateurs de puissance, et un risque d'imposer aux dispositifs en cours de test de fortes contraintes de tension et/ou de courant. Les conséquences peuvent alors être désastreuses.

Bien sûr, plus le délai de la boucle est allongé, plus il y a risque d'instabilité. Un délai le plus court possible est donc à privilégier. On note qu'une méthode ITM de type courant est naturellement plus stable avec l'utilisation d'un rSFCL. En effet, l'impédance Z_L étant pour ainsi dire nulle lors des conditions normales de fonctionnement, l'utilisation des amplificateurs de puissance en mode tension est à bannir. Néanmoins, la très forte non-linéarité de la résistance du limiteur, ainsi que sa valeur variable en fonction des conditions de test, ne garantit pas toujours la stabilité de la boucle PHIL, car Z_L peut potentiellement être supérieure à Z_s, même si cette valeur est finalement bornée par la valeur de la résistance R_{shunt} (cf. figure 5.15).

En effet, assurer à tout prix la stabilité avec une méthode ITM, c'est à dire en choisissant volontairment une valeur de Z_s élevée, tel que $Z_s > Z_L$ en tout temps serait une abération vis à vis du réseau. En effet, de telles conditions de fonctionnement réduisent la puissance transmissible et la puissance de court-circuit, qui seraient alors trop faibles et peu représentatives de la réalité. De plus, la commande en tension est délicate et pour plus de sécurité, il vaut mieux avoir le contrôle sur le courant.

Malgré le fait que la méthode ITM soit celle qui offre la meilleure précision, il est nécessaire de changer d'algorithme d'interface. Un compromis doit donc être trouvé entre la stabilité et la précision. Si l'on se réfère à la littérature, une méthode de type "Modified Damping Impedance Method" (MDIM) semble être la plus adaptée. La méthode MDIM consiste à insérer une impédance d'amortissement Z^* et nécessite un retour du courant ET de la tension aux bornes du dispositifs en cours de test. Il est important de remarquer que la notation " $*$ " correspond à des estimations et que la notation " $'$ " indique des retours

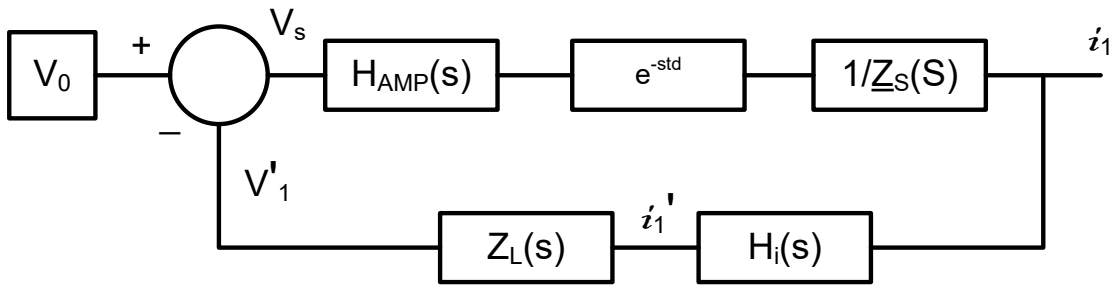


Figure 5.16 Schéma bloc de la chaine de contrôle des amplificateurs et de la boucle de retour pour la méthode ITM.

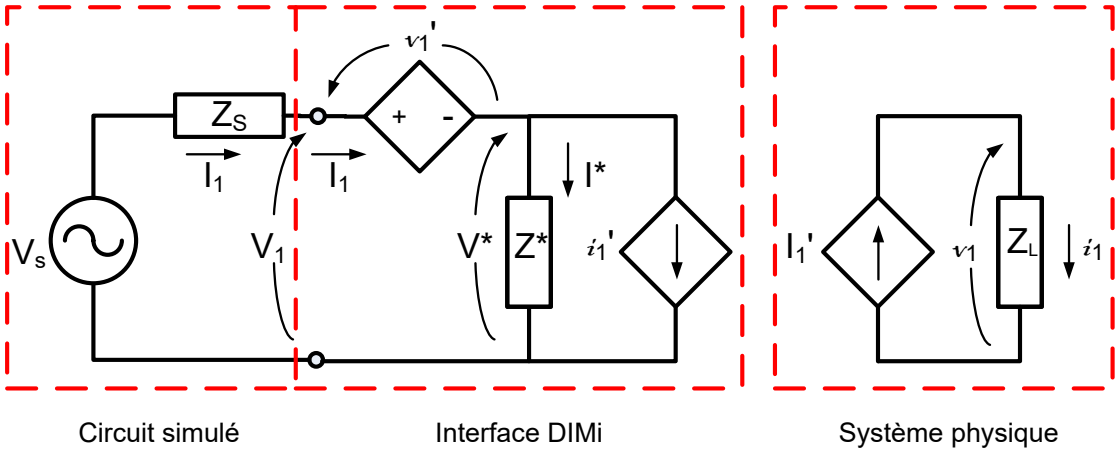


Figure 5.17 Illustration de la méthode DIMi à implanter dans Hypersim.

d'informations et implique un retard. Le circuit électrique équivalent de la méthode MDIM en mode courant est donné à la figure 5.17. Le schéma de contrôle équivalent est fourni à la figure 5.18. On suppose que $Z^* = R^* + sL^*$, soit une impédance potentiellement inductive. De ce fait, $V^* = Z^* I^* = (R^* + sL^*)I^*$.

La tension V_1 aux bornes de l'interface MDIM est donc fonction du courant I_1 issu de la simulation, mais aussi des mesures du courant i_1' et de la tension v_1' aux bornes du dispositif. Le schéma peut donc être simplifié selon la figure 5.21b, avec I_1 et V_1 qui sont les variables de couplage dans le réseau simulé. Il est important de remarquer que si $Z^* = 0$ alors $V^* = 0$ et $V_1 = v_1'$, ce qui revient donc à reproduire le schéma de la méthode ITM.

Si l'on se concentre uniquement sur le cas particulier du rSFCL, l'inductance est faible et

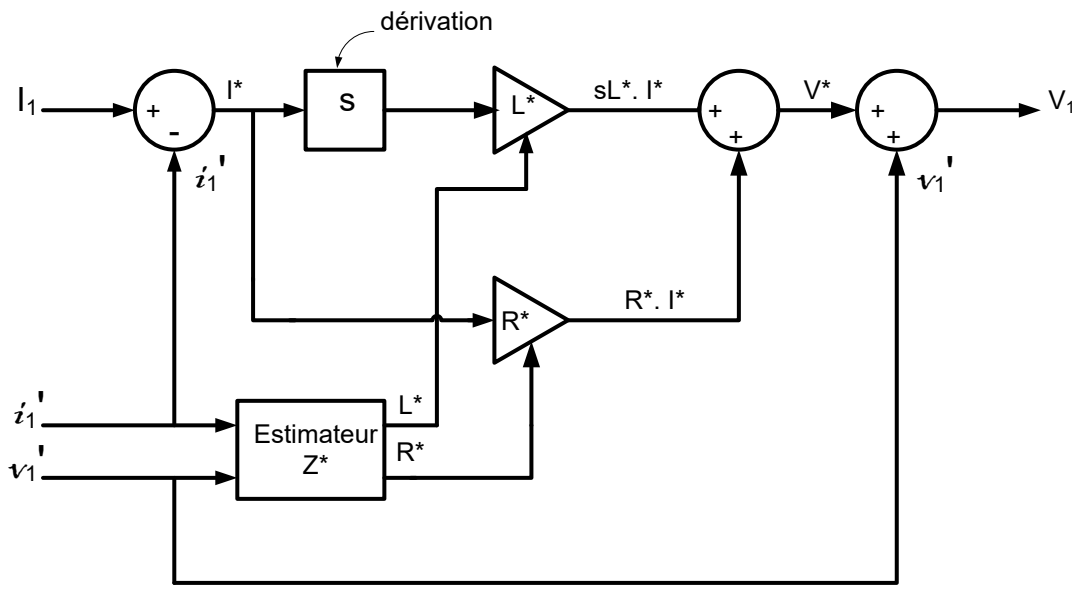


Figure 5.18 Schéma bloc de la méthode DIMi implanté dans Matlab simulink puis exporté vers Hypersim.

approximativement constante, peu importe que le rSFCL soit supraconducteur ou dans une phase de limitation du courant de court-circuit. Il est donc possible de simplifier le schéma-bloc de la figure 5.18 en délaissant l'approximation de L^* et en fixant sa valeur. Dans notre cas, l'inductance L^* du prototype de rSFCL n'est pas prise en compte, simplifiant d'autant plus le schéma bloc. En effet, le prototype n'étant constitué que d'une faible longueur de fil, l'inductance propre est faible et elle peut être négligée à 60 Hz devant la valeur de la résistance qui est développée par le limiteur pendant un court-circuit. En d'autres termes, notre estimateur de Z^* ne fait donc qu'approximer la valeur de R^*.

Si cela fonctionne bien en régime permanent, cela ajoute un délai supplémentaire lors des régimes transitoires. Il faut satisfaire les conditions suivantes pour conserver la stabilité de la boucle PHIL [118] :

$$|F_{DIMi}(s)| = \left| H_{AMP} e^{-st_D} \frac{H_i(s)Z^*(s) - H_v(s)Z_L(s)}{Z^*(s) + Z_s(s)} \right| < 1 \tag{5.3}$$

Si l'on conserve notre hypothèse que $L^* = 0$ (dans le cas d'un rSFCL), que l'on réduit $Z_s \approx sL_s$, et que l'on suppose que les fonctions de transferts H_i, H_v et H_{AMP} sont idéales, on a alors :

$$|F_{DIMi}(s)| = \left|\frac{R^* - R_L}{R^* + sL_s}\right| = \lambda \tag{5.4}$$

La valeur de λ est incertaine et dépend de l'estimation de la valeur de R^*, du retard dans la chaine de retour des informations de contrôle (i'_1, v'_1) et du délai dans la chaine de commande des amplificateurs. On peut distinguer 3 régions d'opérations (cf. figure 5.19)

1) Pour un rSFCL en condition normale de fonctionnement, $R_L \to 0$, et $R^* \to 0$:

$$|F_{DIMi}(s)| = \left|\frac{0}{sL_s}\right| = 0, \lambda < 1, \text{ donc toujours stable.} \tag{5.5}$$

2) Pour un limiteur durant la phase de limitation, après le quench, lorsqu'on observe un lente augmentation de la résistance R_L principalement provoquée par l'augmentation de la température, donc des constantes de temps longues par rapport aux phénomènes électriques, on a $R^* \approx R_L$, d'où

$$|F_{DIMi}(s)| = \left|\frac{0}{R^* + sL_s}\right| = 0, \lambda < 1, \text{ donc fonctionnement stable.} \tag{5.6}$$

3) Pendant le quench du rSFCL, c'est-à-dire lors de la transition rapide de l'état supraconducteur à l'état résistif, l'approximation de R^* sera en retard par rapport à la valeur réelle de R_L

$$|F_{DIMi}(s)| = \left|\frac{R^* - R_L}{R^* + sL_s}\right| = ? \tag{5.7}$$

— Entre le début et la fin du quench, c'est-à-dire entre t_q et t_{ss}, R^* est initialement égal à 0 alors que R_L augmente brutalement, et $|F_{DIMi}(s)|$ peut donc être supérieure à 1. La stabilité ne peut alors être garantie pendant la phase de quench (1 à 2 ms typiquement). Néanmoins, il est presque sûr que le système retrouve la stabilité après ce court transitoire, car l'évolution de R_L, qui est alors gouvernée par des considérations thermiques, est plus lente.

— Dans cette optique, il a été choisi de raccourcir la fenêtre de temps de l'évaluation de R^*. Cela permet de réduire les risques d'instabilité durant la période transitoire du quench et d'offrir une meilleure dynamique de la boucle PHIL avec un temps de réponse plus court. Si cela est possible avec un limiteur considéré purement résistif (i et v sont en phase), il est néanmoins nécessaire de conserver une fenêtre de temps qui

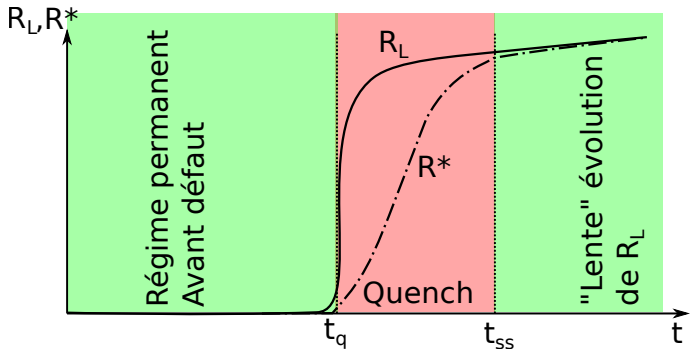


Figure 5.19 Illustration de l'évaluation de R^* pendant les phases de fonctionnement possibles du rSFCL. La zone où il y a le plus de risque d'instabilité est montrée en rouge (entre t_q et t_{ss}).

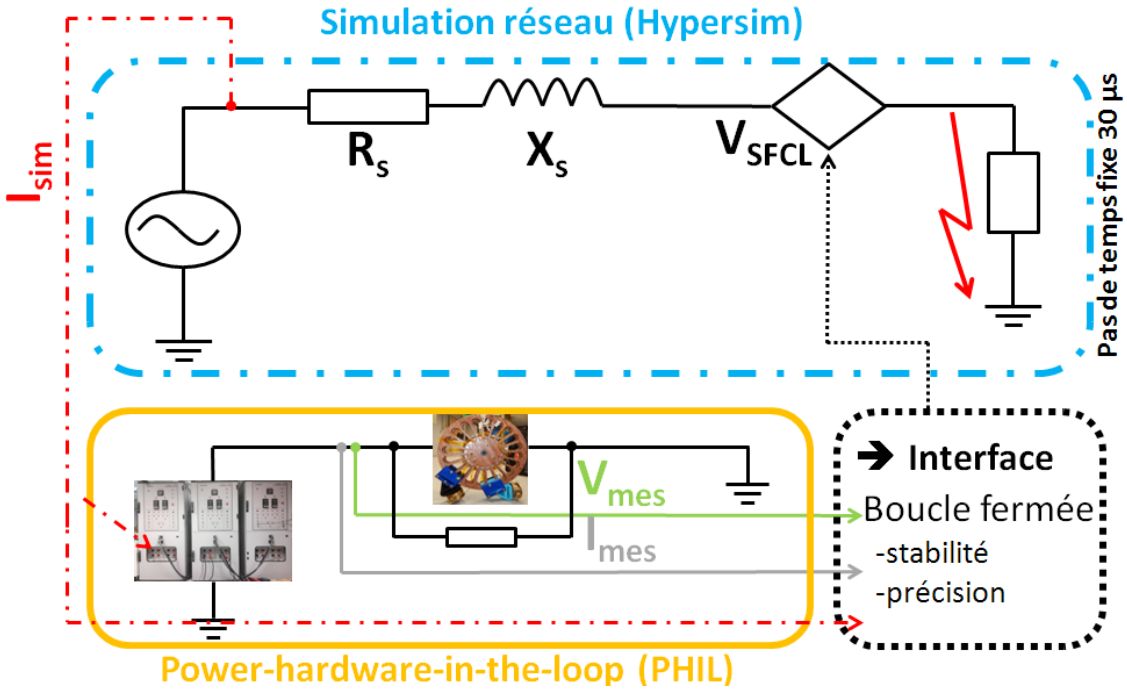
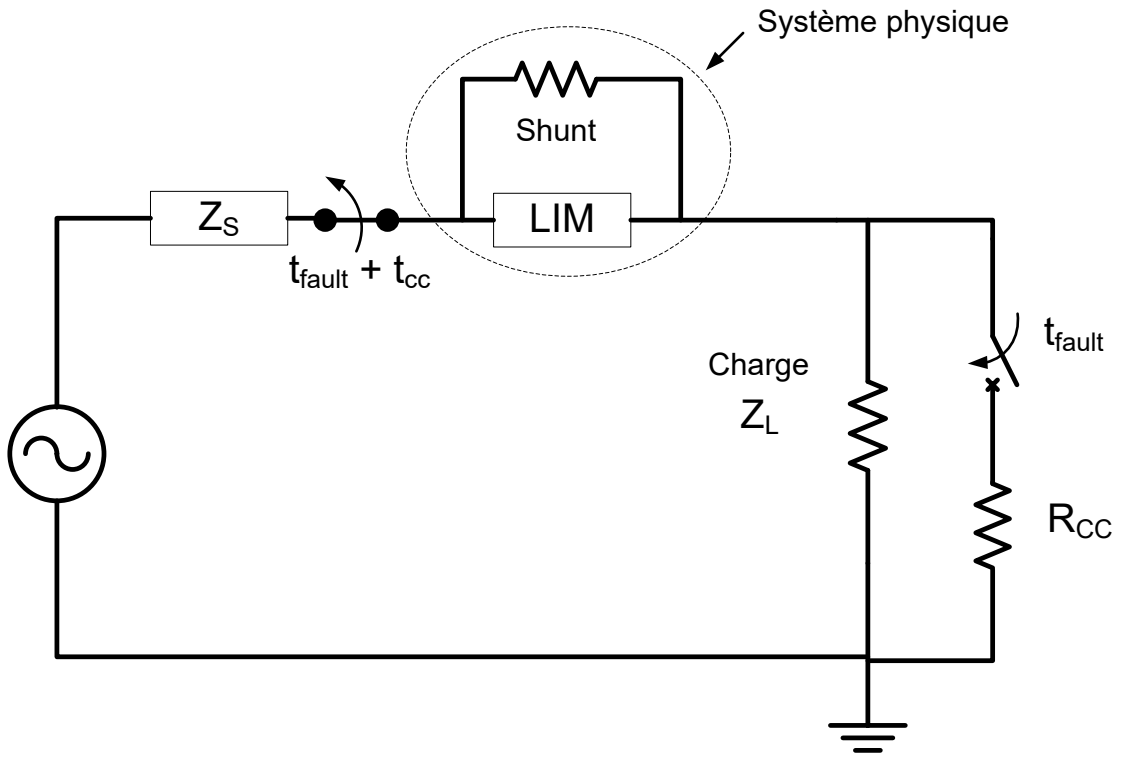
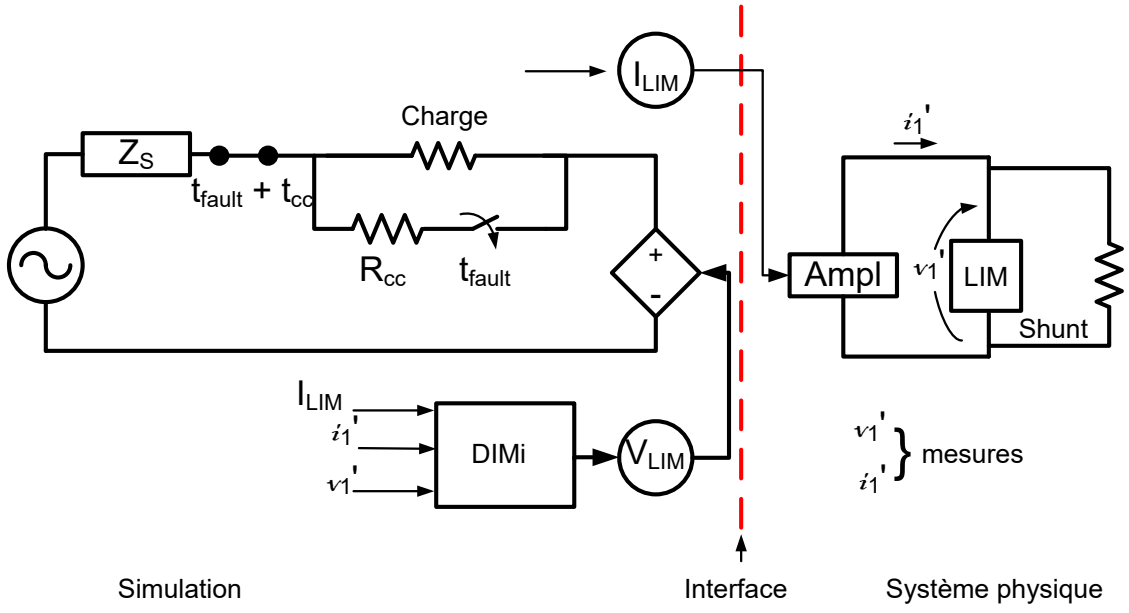


Figure 5.20 Illustration de la méthode DIMi pour les simulations en temps réel implémentées dans l'environnement Hypersim.

permette de s'immuniser contre le bruit, les distorsions et les décalages temporels dans les retours de v_1' et de i_1'. En effet, le moindre décalage entre la tension et le courant pourrait provoquer des soucis d'approximation lors du passage à zéro du courant. Il a donc été choisi, après des essais préliminaires, de conserver un tampon de 10 mesures pour l'évaluation de R^*, soit 300 μs avec un pas de temps de calcul en temps réel de 30 μs.



(a)



(b)

Figure 5.21 Modification du réseau électrique en raison de l'absence de source de tension flottante dans hypersim. On passe ainsi du schéma de la figure (a) à celui de la figure (b).

Tel que cela est représenté à la figure 5.20, l'implémentation de la méthode DIMi nécessite une source de tension flottante pour émuler le dispositif physique dans la simulation. Cependant, ce type de source n'existe pas dans la bibliothèque fournie par défaut dans la version d'Hypersim disponible au laboratoire. Le circuit a donc été remanié de manière à tenir compte de cette contrainte en passant du schéma proposé à la figure 5.21(a) au schéma de la figure 5.21(b).

La partie expérimentale concerne le rSFCL et sa résistance shunt en parallèle. Tel que mentionné précédemment, une fenêtre glissante sur 10 pas de temps a été utilisée pour l'estimation de la valeur de $|Z^*|(t) \approx \dfrac{v'_{1_{RMS}}(t)}{i'_{1_{RMS}}(t)}$. Comme les éléments de contrôle de la méthode DIMi, la fenêtre glissante a été d'abord implémentée dans l'environnement Matlab-Simulink. Le tout a ensuite été exporté à l'aide du module Real-Time Workshop, qui génère un code en C qu'il est possible d'importer directement dans l'environnement Hypersim de façon à implémenter la méthode DIMi dans l'environnement temps réel.

5.6 Essais de limitation du courant de court-circuit

5.6.1 Caractéristiques du réseau de test

Le réseau de test est un réseau radial simple tel que celui présenté à la figure 5.21(b). Les paramètres de ce réseau sont donnés au tableau 5.3. La tension est donnée à titre indicatif pour le premier prototype de 4.6 m de longueur, et elle peut être modifiée en fonction du temps de court-circuit et de la longueur de ruban supraconducteur utilisé pour le prototype. On peut faire une première approximation à l'aide de la formule 4.1, qui lie rapidement les contraintes électriques et thermiques du rSFCL dans une même équation.

Le disjoncteur D_1 chargé de créer le défaut (voir figure 5.21) est toujours fermé à l'instant $t = t_{fault} = 200$ ms. L'ouverture du circuit par le disjoncteur de protection D_2 se fait à un instant $t = t_{fault} + t_{cc}$. La durée du court circuit t_{cc} est variable. On commence par des temps courts, c'est à dire un cycle (16.67 ms à 60 Hz), pour observer le comportement du rSFCL et limiter les risques d'un échauffement excessif. Ce temps peut ensuite être allongé progressivement jusqu'à 6 cycles (100 ms).

Tableau 5.3 Caractéristiques principales du réseau de test expérimental (cf. figure 5.21(b)).

Caractéristique technique	Valeur
V_s [a] (V)	$185\sin(\omega t)$
Fréquence	60 Hz
R_s	0.1 Ω
L_s [b]	2 mH
Z_L	10 Ω, purement résistif
R_{sh}	2 Ω

[a] La tension est donnée à titre indicatif pour le premier prototype de 4.6 m de longueur et peut-être revue à la baisse pour des prototypes plus court.
[b] La valeur de l'inductance est donnée à titre indicatif pour le premier prototype de 4.6 m de longueur et peut-être revue à la baisse pour des prototypes plus court.

5.6.2 Amplificateurs de puissance

Le système d'amplification disponible au laboratoire est composé de 6 amplificateurs IECO PA-400-350 (figure 5.22). Les caractéristiques de chacun d'eux sont résumées dans le tableau E.1 de l'annexe E. Le système permet une grande souplesse avec plusieurs modes disponibles :

— Fonctionnement en source de tension multiphasée déséquilibrée, avec les 6 amplificateurs branchés en étoile, donc un système héxaphasé (max. 50 kW, 350 Vpk, 200 Arms par phase). Ce mode de fonctionnement existe aussi en source de courant.

— Système triphasé de puissance avec 2 amplificateurs en parallèle par phase (max. 100 kW, 350 V_{pk}, 400 A_{rms} par phase) avec la possibilité de fonctionner en mode courant ou tension.

— Création de deux systèmes triphasés en étoile en mode tension/tension ou tension/courant.

— Fonctionnement indépendant de chaque amplificateur en mode tension ou en mode courant (max. 50 kW, 350 V_{pk}, 200 A_{rms} par amplificateur).

— Trois sources monophasées avec deux amplificateurs en parallèle (max. 100 kW, 350 V_{pk}, 400 A_{rms} par source).

— Une source de forte puissance avec les 6 amplificateurs en parallèle (max. 300 kW, 350 V_{pk}, 1200 A_{rms}).

Figure 5.22 Système d'amplificateur disponible au laboratoire. On dispose de 6 amplificateurs de puissance de 50 kW chacun (max. 350 V_{pk} et 200 A_{rms} par amplificateur).

Notons que l'ensemble du système est 4 quadrants. Il est donc parfaitement réversible et il est possible de réinjecter de la puissance sur le réseau. Dans les expériences réalisées, le niveau de courant de court-circuit attendu pouvait être supérieur à 400 A_{pk}, il a donc fallu utiliser deux amplificateurs en parallèle, ce qui permet de délivrer jusqu'à 800 A_{max} pendant 25 ms et 600 A_{max} pendant 100 ms.

5.6.3 Dispositifs de mesure

Les simulations en temps réel avec la boucle PHIL nécessitent des mesures de tension aux bornes de l'appareillage en phase de test en plus d'une mesure du courant qui le traverse.

5.6.3.1 Mesure de tension

Les tensions ont été mesurées à l'aide d'une carte OPAL-RT OP5511 qui peut mesurer jusqu'à 600 V en entrée des 4 canaux disponibles et retourner ±10 V en sortie (voir figure 5.23). Cependant, pour améliorer la résolution, elles ont été réglées sur un calibre de 400 V. Ces cartes disposent d'une bande passante large allant du DC jusqu'à 100 kHz. Les mesures de tension ont été effectuées à deux endroits, c'est-à dire à la sortie des amplificateurs de puissance et directement aux bornes du prototype de rSFCL, de manière à avoir un redondance avec la possibilité de vérifier les signaux.

5.6.3.2 Mesure de courant

Le même type d'appareillage de mesure a été utilisé pour la mesure des courants. En effet, les cartes OPAL-RT OP5511 dispose également d'un dispositif de mesure du courant (voir figure 5.23). Néanmoins, les cartes disponibles au laboratoire ne peuvent mesurer un courant supérieur à 25 A. Nous avons donc utilisé des transformateurs de courant avec des rapports de 200:5 et de 500:5 pour que ce dernier soit à un niveau acceptable.

Au total, 4 transformateurs de courant ont été utilisés. Les deux premiers transformateurs de courant ont servi pour la mesure du courant qui traverse le shunt (1×200:5 et 1×500:5), et les deux autres pour la mesure du courant qui circule dans le rSFCL (1×200:5 et 1×500:5). Le courant à la sortie de chaque amplificateur a également été mesuré de manière à avoir assez de données pour reconstruire les courants, même si l'un des groupes de transformateurs était perdu. Notons qu'à l'avenir, cette redondance pourrait également être utile pour la boucle PHIL afin d'assurer une meilleure fiabilité de la boucle de rétrocation du courant et de la tension.

5.6.4 Test 1 : Validation du modèle et évaluation de la méthode PHIL

Le premier prototype testé est constitué de 4.5 m de fil supraconducteur non stabilisé SF4050 du manufacturier Superpower. Le courant critique du prototype a été évalué expérimentalement à 52.5 A ±20%. L'exposant n de la loi de puissance a été estimé à 10. Ces valeurs sont bien inférieures à celles observées dans la section 5.3. Il est possible de remettre en cause la manipulation du ruban supraconducteur, qui est toujours délicate.

Notons qu'un shunt purement résistif d'une valeur de 2 Ω a été branché en parallèle du prototype de rSFCL. Ce dernier est constitué de résistances de puissance qui sont particuliè-

(a)

(b)

(c)

Figure 5.23 (a) Carte OPAL-RT OP5511 qui a servi pour les mesures de tensions et de courants à l'aide des transformateurs de courant (b) 200:5 et (c) 500:5.

rement stables, quelle que soit la température. Aucune variation significative de celle-ci n'a été observée entre 77 K et 450 K.

Dans le but de vérifier la validité du modèle développé dans cette thèse pour une grande plage de valeurs de courants de court-circuit, les essais expérimentaux ont été réalisés avec des courants de court-circuit supérieurs à $8I_c$ et inférieurs à $3I_c$ en faisant varier la résistance de court-circuit. En ce qui concerne les résultats observés, on s'intéresse évidemment au courant qui traverse le rSFCL mais aussi à celui qui circule dans le shunt, ce qui nous permet d'avoir une image de la tension aux bornes du limiteur du fait que la résistance shunt est constante.

5.6.4.1 Validation du modèle de simulation EMTP-RV

Dans un premier temps, on compare les résultats obtenus avec la méthode PHIL et le modèle EMTP-RV. On réalise d'abord les expériences avec un fort courant de court-circuit

présumé, de manière à récupérer les données qui servent d'entrée pour la source de courant du modèle, tel que représenté à la figure 5.1. Les courbes issues de ce premier test sont représentées à la figure 5.24.

Dans une étape préliminaire, on ne s'intéresse qu'aux premiers instants du court-circuit, c'est-à-dire à la fenêtre comprise entre 200 et 210 ms. Cela permet de s'assurer que la physique du quench est bien modélisée. Le premier modèle de simulation qui est comparé aux résultats expérimentaux est un modèle dit "uniforme", c'est-à-dire que $J_c = J_{c0}$ sur toute la longueur du ruban. Le résistance du shunt étant elle aussi modélisée dans EMTP-RV, on utilise alors le courant limité total comme source d'excitation de l'ensemble rSFCL+Shunt résistif simulé (voir figure 5.24).

Les résultats de ce premier comparatif sont présentés à la figure 5.25. Si le courant total est strictement identique dans les deux cas (le courant total mesuré est utilisé comme entrée dans EMTP-RV), on ne peut pas en dire autant de la répartition du courant de court-circuit entre le shunt résistif et le rSFCL. En effet, on remarque des écarts et des formes d'onde qui suggèrent que la transition simulée est trop "brutale".

Ainsi, le courant qui circule dans la résistance shunt est plus important dans la simulation que dans les essais expérimentaux, et celui qui circule dans le rSFCL est respectivement plus faible dans la simulation. On en déduit alors que, malgré un courant de court-circuit élevé, le modèle en J_c uniforme sur les longueurs du ruban présente tout de même des écarts avec le prototype de rSFCL testé expérimentalement. Ici, l'uniformisation de la densité de courant critique le long du ruban présente un bilan mitigé, avec des résultats moyens malgré des conditions de test favorables (fort courant de court-circuit prospectif).

Cela tend à appuyer les résultats observés dans un précédent chapitre (cf. section 4.2). En effet La technique de l'uniformisation de la distribution du courant critique, comme l'homogénéisation pour la température, est à employer avec parcimonie, et pour des cas bien particuliers où le courant de court-circuit est très grand comparativement à I_c.

On compare maintenant les résultats expérimentaux avec un modèle en J_c non-uniforme en courant, c'est-à-dire avec $J_c = J_{c0} \pm 20\%$ le long du ruban. La distribution de la densité de courant critique n'étant pas connue avec précision du fait d'une caractérisation globale du limiteur, une étude paramétrique a permis de déterminer une répartition possible du courant

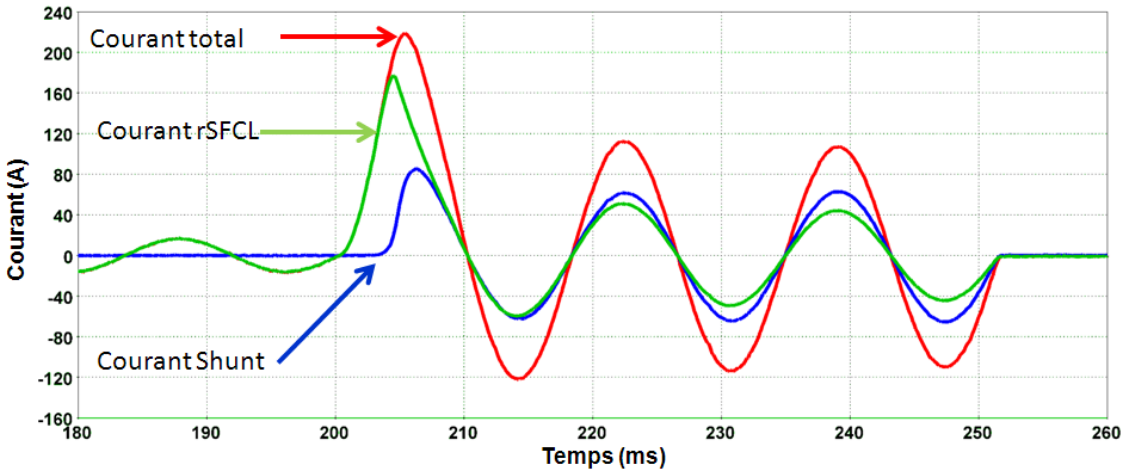


Figure 5.24 Répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour un fort courant de court-circuit prospectif ($I > 8I_c$).

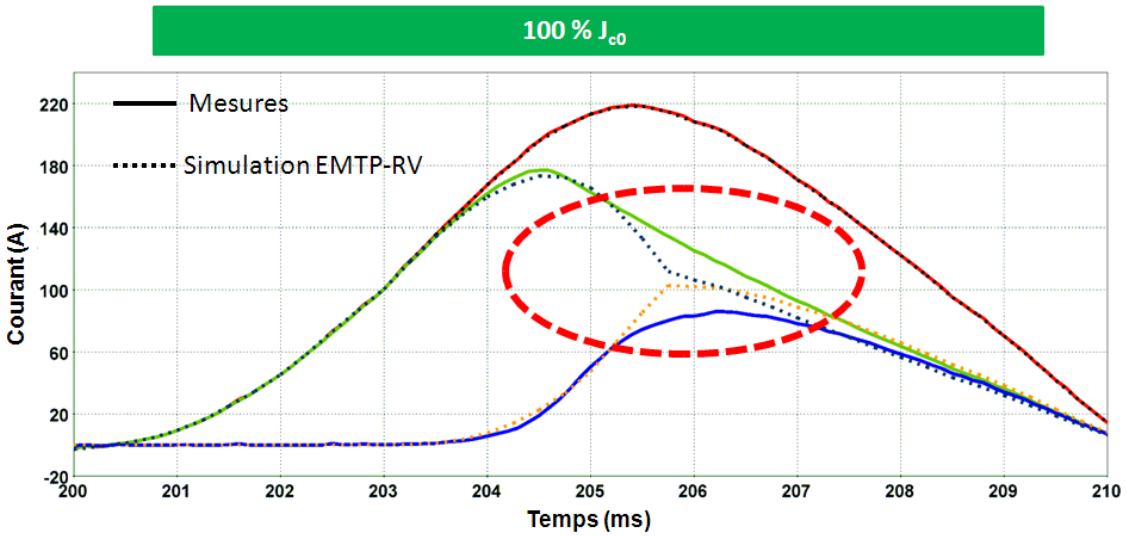


Figure 5.25 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle uniforme ($J_c = J_{c0}$), et pour un fort courant de court-circuit prospectif ($I > 8I_c$). Les courbes en traits continus représentent les résultats expérimentaux tandis que celles en pointillés montrent les résultats de simulation dans EMTP-RV.

critique sur la longueur du ruban à partir des essais expérimentaux et du modèle EMTP-RV. La figure 5.26 montre que l'on obtient de meilleurs résultats avec cette répartition non uniforme de I_c, même si ceux-ci sont encore imparfaits. Il faudrait alors affiner la distribution des courant critiques le long du ruban supraconducteur à l'aide de mesures complémentaires. D'autre part, la limitation du courant de court-circuit et sa répartition entre le rSFCL et le

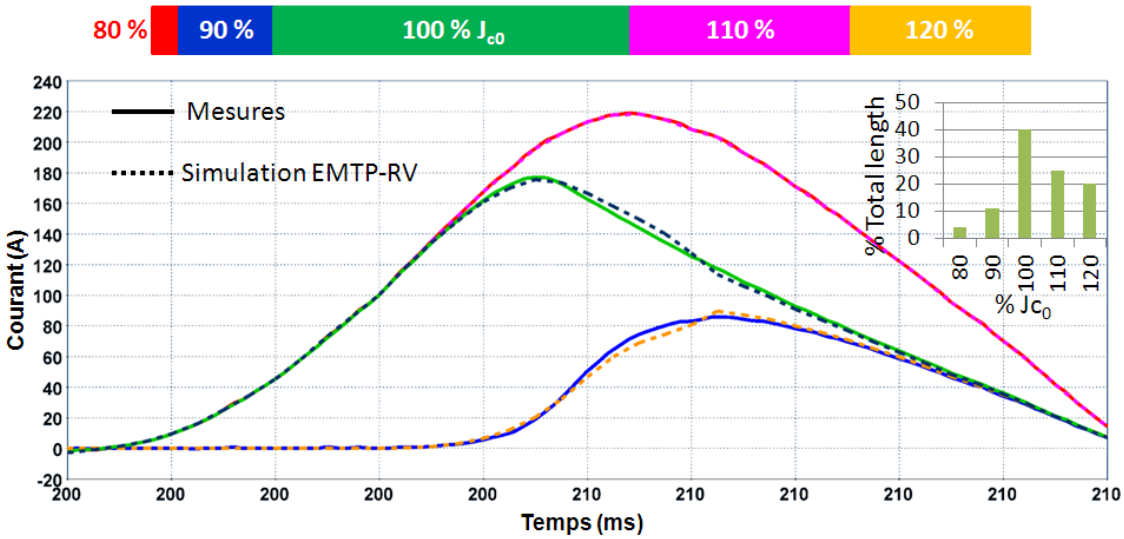


Figure 5.26 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme ($J_c = J_{c0} \pm 20\%$), et pour un fort courant de court-circuit prospectif ($I > 8I_c$). Les courbes en traits continus représentent les résultats expérimentaux tandis que celles en pointillés montrent les résultats de simulation dans EMTP-RV.

shunt évoluent conformément aux résultats expérimentaux durant toute la phase de limitation, ce qui suggère une bonne modélisation du comportement thermique du limiteur (voir figure 5.27).

Suite à ces observations, il a été décidé d'abandonner le modèle en J_c uniforme pour ne conserver que le modèle avec $J_c = J_{c0} \pm 20\%$. On compare désormais les résultats de la méthode PHIL et ceux d'EMTP-RV en utilisant le même principe que ci-dessus, c'est à dire l'utilisation d'une source de courant contrôlée, sauf que l'on impose maintenant une valeur de courant de court-circuit présumé faible ($I < 3I_c$). On constate sur la figure 5.28, lorsque le courant de court-circuit prospectif est inférieur à $3I_c$, que la limitation du courant de court-circuit est faible, et ce autant pour le prototype que pour le modèle circuit dans EMTP-RV.

On remarque également que le premier pic de courant n'est pour ainsi dire pas limité par le rSFCL. Le limiteur ne quenche donc pas de façon brutale. On en déduit donc que les effets de la limitation sont provoqués par une lente montée en température. La faible croissance de la résistance du rSFCL peut également avoir pour origine la non-homogénéité du ruban, avec la présence de points chauds qui peuvent atteindre des températures importantes. Cela se confirme également par l'observation de la mesure du courant qui circule dans la résistance

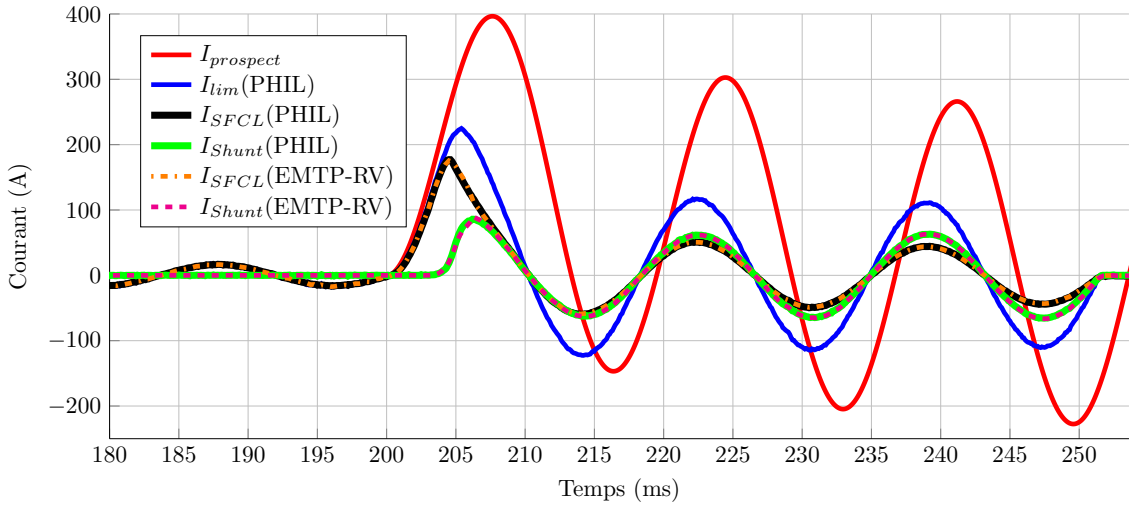


Figure 5.27 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme ($J_c = J_{c0} \pm 20\%$), pour un fort courant de court-circuit prospectif ($I > 8I_c$). Les courbes en traits continus représentent les résultats expérimentaux tandis que celles en pointillés montrent les résultats de simulation dans EMTP-RV.

shunt, que l'on peut considérer comme l'image de la tension aux bornes du limiteur, dont l'évolution est lente (cf. figure 5.29).

Si l'on s'intéresse de plus près au courant qui traverse le shunt, donc indirectement à la tension aux bornes du rSFCL, on peut noter des écarts conséquents entre les essais expérimentaux et la simulation lorsque les courants de court-circuit sont faibles. Le modèle utilisé dans EMTP-RV ne permet donc pas de reproduire correctement le comportement du rSFCL dans de telles conditions de fonctionnement.

En examinant les résultats de simulation plus en détails (voir figure 5.30), on s'aperçoit que la majeure partie de la tension se développe au niveau du point où le courant critique est le plus faible du ruban supraconducteur. On remarque également que les zones où $J_c \geq 90\% J_{c0}$ sont en mesure de récupérer l'état supraconducteur. On peut donc en conclure que ce sont les zones les plus faibles du rubans qui provoquent cet effet de limitation lorsque les niveaux des courants de court-circuit sont faibles.

À moins d'effectuer une caractérisation du ruban qui permettrait d'identifier et de quantifier les zones à faible densité de courant critique, il est assez difficile d'en dire plus à partir

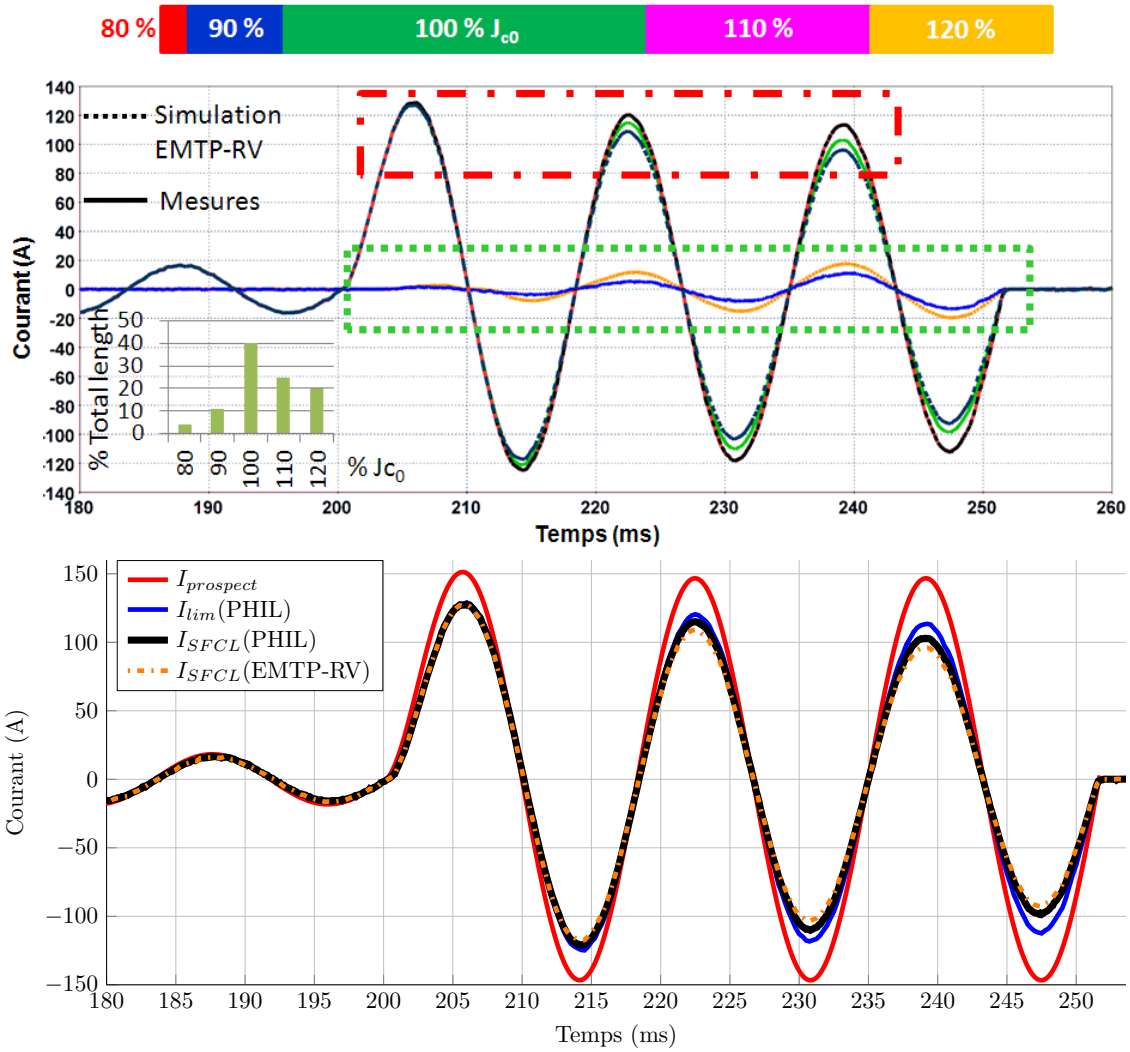


Figure 5.28 Comparaison de la répartition du courant limité entre le shunt résistif et le prototype de rSFCL pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme ($J_c = J_{c0} \pm 20\%$), et pour un faible courant de court-circuit prospectif ($I < 3I_c$). Les courbes en traits continus représentent les résultats expérimentaux tandis que celles en pointillés montrent les résultats de simulation dans EMTP-RV. Dans l'encadré en traits mixtes rouge, on observe une faible limitation du courant de court-circuit. En ce qui concerne l'encadré en pointillés verts, on s'intéresse à la croissance du courant dans le shunt résistif, qui est l'image de la tension aux bornes du rSFCL. Un agrandissement de l'encadré vert est montré à la figure 5.29, où l'on observe une faible évolution de la tension, qui est également synonyme d'une limitation peu efficace.

des résultats observés. Néanmoins, avec une tension calculée supérieure aux essais expérimentaux, on peut tout juste affirmer que les zones faibles du rubans sont modélisées sur une distance trop longue. Il serait donc judicieux de la réduire. Toutefois, cela relève d'une pure supposition qu'il serait nécessaire de réaliser la caractérisation proposée pour vérifier. Cela

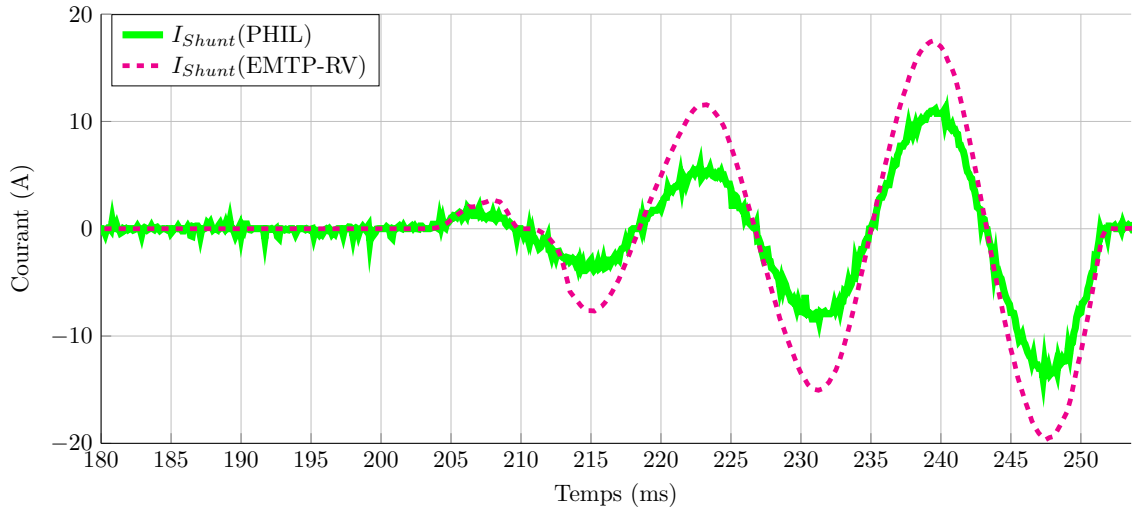


Figure 5.29 Agrandissement de la croissance du courant dans le shunt résistif, qui est l'image de la tension aux bornes du rSFCL, pour les essais expérimentaux et la simulation d'un modèle non-uniforme ($J_c = J_{c0} \pm 20\%$), et pour un faible courant de court-circuit prospectif ($I < 3I_c$). La courbe en bleu représente les résultats expérimentaux, tandis que celle en rouge montre les résultats de simulation dans EMTP-RV. On peut noter des écarts conséquents entre les essais expérimentaux et la simulation.

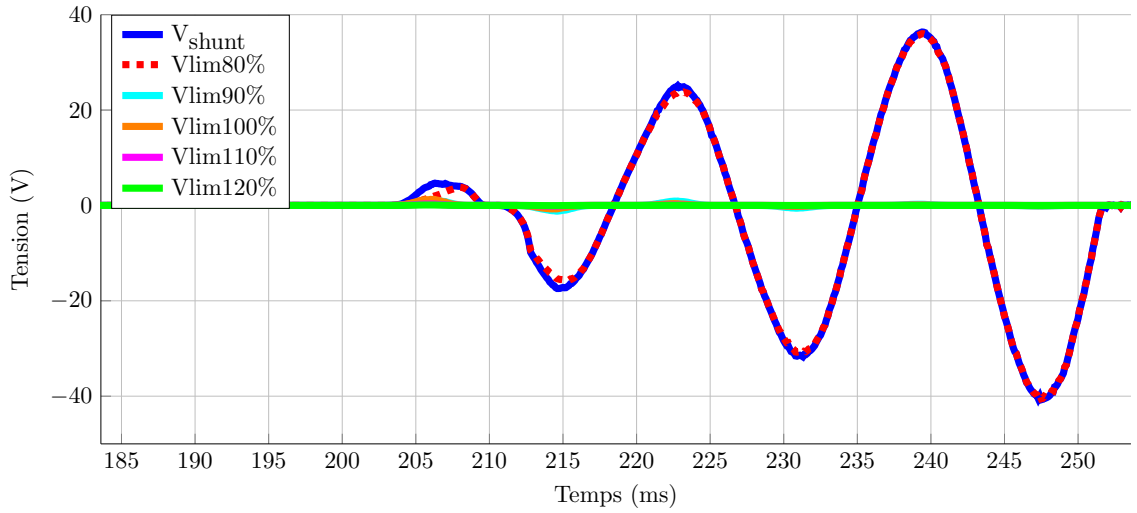


Figure 5.30 Tension aux bornes des différentes zones du rSFCL pour la simulation d'un modèle non-uniforme ($J_c = J_{c0} \pm 20\%$), et pour un faible courant de court-circuit prospectif ($I < 3I_c$). La tension se développe uniquement au niveau du point le plus faible du ruban supraconducteur.

permettrait de modéliser le ruban au plus près de ses caractéristiques physiques réelles, ce qui est un aspect essentiel pour la réponse transitoire des rSFCL, notamment lorsqu'ils sont

soumis à des faibles surintensités de courant dont la valeur est inférieure à 2 voire 3 fois le courant critique I_c.

5.6.4.2 Évaluation de la méthode PHIL

Planifier l'intégration des rSFCL nécessite de reproduire leur comportement et leur dynamique de manière précise, il est donc nécessaire d'évaluer la méthode PHIL. Pour atteindre cet objectif, on compare maintenant les résultats obtenus expérimentalement avec une méthode PHIL à ceux d'une simulation pure dans EMTP-RV. Plus précisément, on simule désormais l'ensemble du problème, sans utiliser de source de courant contrôlée pour l'excitation du limiteur. On passe alors du schéma de simulation de la figure 5.1 à celui de la figure 5.2, et on ne dépend plus de données expérimentales pour la simulation.

On compare donc à nouveau les expériences réalisées avec des courants de court-circuit de niveau élevé, puis faible. On obtient alors les courbes présentées respectivement aux figures 5.31 et 5.32, où l'on peut observer, comme dans la section précédente, le courant qui circule dans la résistance shunt.

Dans le cas où le courant de court-circuit est le plus élevé, on peut observer un délai important d'approximativement 700 μs entre la simulation pure et les résultats basés sur

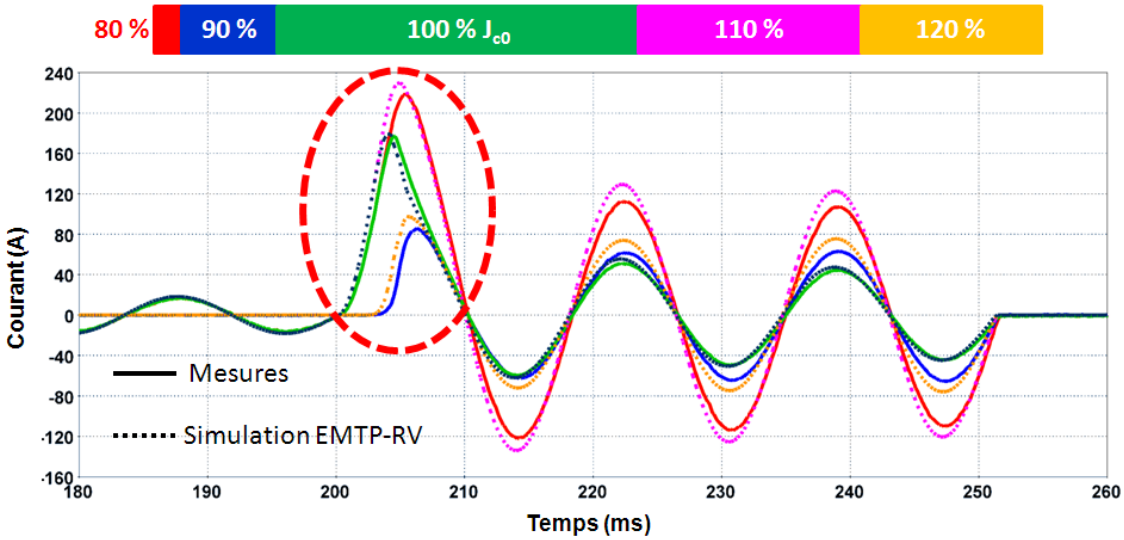


Figure 5.31 Comparaison des courant qui circule dans les différentes parties du circuit dans le cas d'une méthode PHIL et d'une simulation pure, ($I_p > 8I_c$).

les essais expérimentaux. Ce retard dans le retour d'information de la boucle PHIL a pour effet de générer, dans ce premier cas de figure, une réduction d'environ 10% du courant qui circule dans le shunt. En effet, la méthode d'évaluation de R^* dans la boucle de PHIL fait que le réseau voit une réponse transitoire du rSFCL qui est "ramollie", donc une limitation du courant moins efficace durant les premiers instants du court-circuit.

Si cela peut tout de même être considéré acceptable pour les forts courants de court-circuit (voir figure 5.31 et l'agrandissement 5.33), l'impact de la boucle PHIL avec l'évaluation de R^* est important lorsque les valeurs de courants de court-circuit sont plus basses. En effet, la figure 5.32 et l'agrandissement 5.33 montrent des écarts conséquents entre les résultats expérimentaux avec la boucle PHIL, la simulation à partir des résultats expérimentaux en utilisant une source de courant contrôlée, et enfin les résultats obtenus avec une simulation pure. Lorsque le courant de court-circuit est faible, le fait de passer à un réseau électrique 100% simulé accentue les écarts, avec une erreur entre les deux simulations sur EMTP-RV qui atteint jusqu'à 500% à certains moments. Les différences sont encore plus marquées entre le cas de la boucle PHIL et la simulation pure sur EMTP-RV, où l'on peut observer des écarts de courants dans la branche shunt allant 700%.

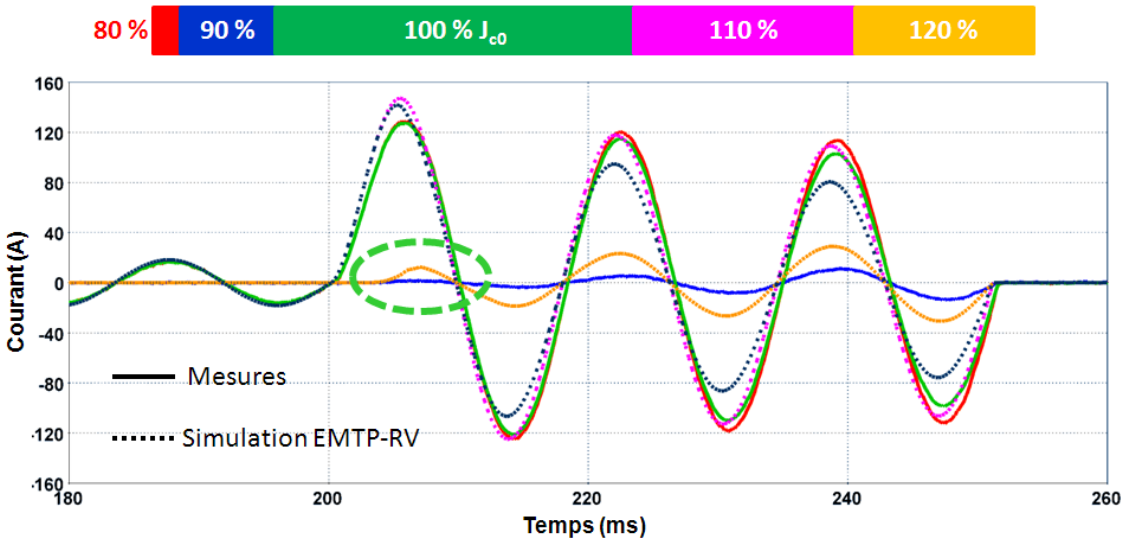


Figure 5.32 Comparaison des courants qui circulent dans les différentes parties du circuit dans le cas d'une méthode PHIL et d'une simulation pure ($I < 3I_c$).

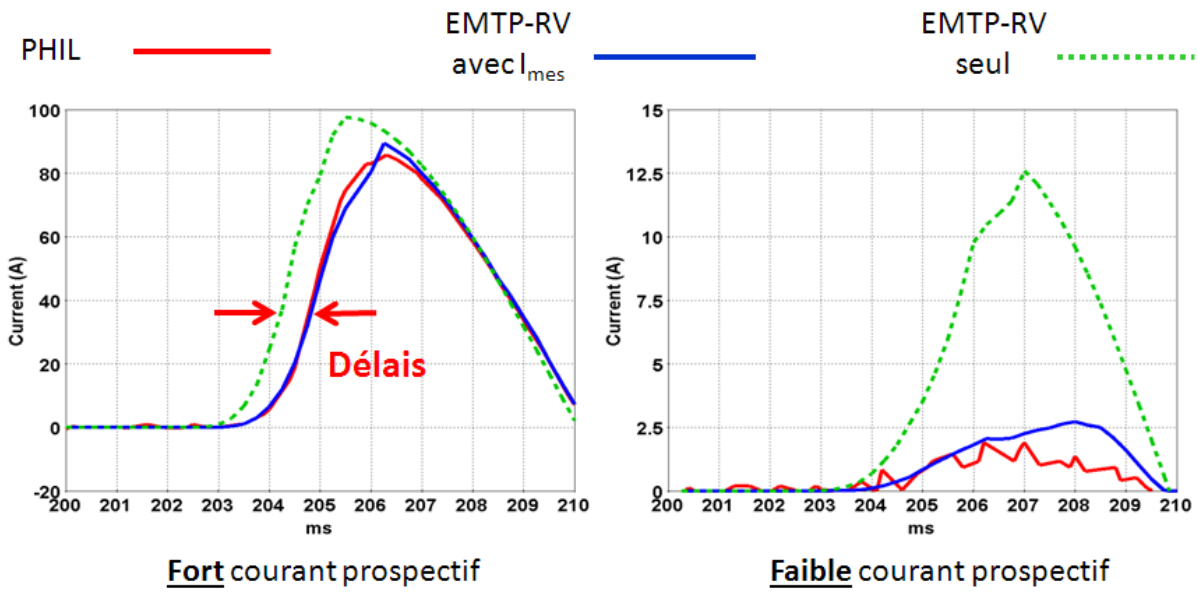


Figure 5.33 Courant qui circule dans l'impédance shunt. Agrandissement des zones identifiées dans les figures 5.31 et 5.32.

5.6.5 Test 2 : Quid du second prototype ?

Deux prototypes utilisant la structure présentée à la figure 5.7 ont été successivement assemblés avec le ruban supraconducteur STI. Si le premier n'a malheureusement jamais fonctionné et ne semblait pas être supraconducteur. Le second, malgré qu'il fut rapidement détruit lui aussi, nous a permis d'observer des résultats intéressants.

Ce prototype de rSFCL était constitué de 2.8 m de fil supraconducteur fourni par STI. Le courant critique donné par le manufacturier était de 100 A. Afin de s'adapter aux caractéristiques de ce nouveau limiteur, la tension du réseau a été fixé à 130 V_{pk} et la valeur de l'inductance de ligne a été changée pour 1 mH. La valeur maximale du courant de court-circuit présumé était alors légèrement supérieure à 400 A, soit approximativement 4 fois le courant critique.

Ce prototype était équipé de prises de potentiel régulièrement réparties le long du ruban supraconducteur. Plus exactement, une prise de potentiel a été ajoutée tous les 10 cm sur l'ensemble du rSFCL. Il a donc été possible de relever la répartition des tensions le long du ruban supraconducteur pendant une phase de quench, ce qui a donné une idée de la non-uniformité du courant critique sur la longueur du ruban supraconducteur.

Les résultats sont présentés sur la figure 5.34. On peut voir qu'il existe des déséquilibres importants entre les différentes tensions, ce qui est synonyme de densités de courant critique non-uniformes le long du ruban. Si l'ensemble des tensions relevées se situe dans une même zone de fonctionnement, deux zones semblent particulièrement critiques avec une tension par unité de longueur qui est supérieur à 2 V/cm. Dans de telles conditions, les échauffements locaux doivent être très élevés et le risque d'avoir endommagé le ruban supraconducteur est important.

On peut également observer un comportement opposé au niveau de certaines zones du ruban, avec des tensions faibles, voire nulles. Cela confirme la grande plage de valeur que peut prendre la densité de courant critique le long d'un ruban supraconducteur. La somme des tensions relevées le long du ruban supraconducteur est similaire à la tension totale observée aux bornes du rSFCL, ce qui permet d'avoir une certaine confiance dans les relevés de tensions effectués, et aussi en la qualité de contact des prises de potentiel réalisées à l'aide de peinture d'argent 5.35.

Après un arrêt des essais et une phase de refroidissement du rSFCL, la résistance du prototype a été mesurée au galvanomètre à une température de 77 K de manière à évaluer la résistance du prototype, mais aucun changement notable n'a été constaté par rapport à des mesures effectuées lors de la phase de descente en température. Le prototype semblait donc toujours supraconducteur.

C'est sur ce constat que la seconde série d'essais a démarré. Les résultats observés n'ont pas pu être reproduits à cause d'un "crash" d'Hypersim pendant la phase de court-circuit. Il en résulte une perte du contrôle des amplificateurs, qui ont alors imposé un courant trop important dans le limiteur. La mise en défaut des amplificateurs a mis fin à l'essai. Il est probable que les retours d'information de la boucle de rétraction n'aient pas été pris en compte, et le courant imposé au limiteur correspond alors au courant présumé de défaut.

Les données expérimentales n'ont pas pu être récupérées ni même observées. Néanmoins, l'hypothèse que le prototype ait été sérieusement endommagé pendant la phase d'essais précédente est assez probable. Si la résistance a augmenté de façon trop brutale, il est donc possible que la méthode DIM n'ait pas suffit à stabiliser la simulation en temps réel pendant le quench, ou encore qu'un des signaux de retour (v_1' et surtout i_1') ait manqué à l'appel, d'où

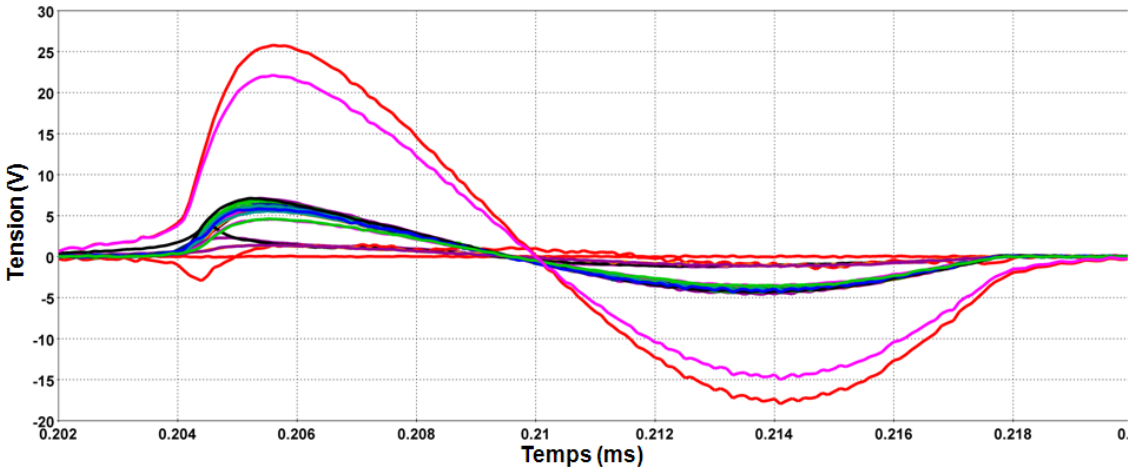


Figure 5.34 Mesure de la répartition des tensions le long du ruban supraconducteur. On peut constater qu'il existe des déséquilibres, notamment pour deux sections du ruban qui semblent présenter une faiblesse notable.

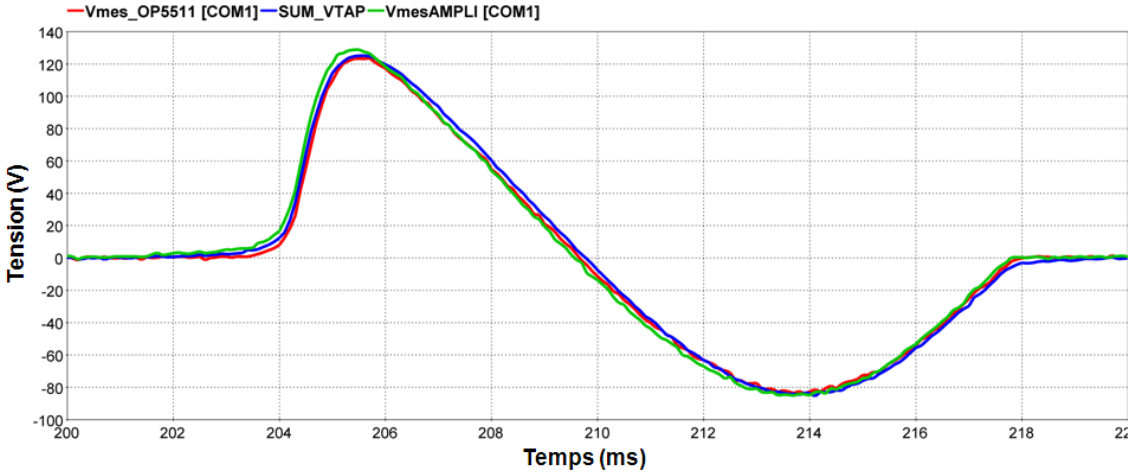


Figure 5.35 Comparaison entre les tensions mesurées aux bornes des amplificateurs, aux bornes du rSFCL (carte OP5511) et de la somme des prises de potentiel du rSFCL (SUM_Vtap).

la nécessité de prendre en compte une redondance des signaux d'entrée de la méthode DIMi, ce qui n'a pas été fait ici. Lors du démontage du prototype pour un contrôle visuel, il n'a pas été possible d'observer de zones qui semblent présenter des faiblesses, c'est à dire qu'aucune zone "brûlée" n'était visible sur le ruban supraconducteur.

5.7 Conclusion

L'approche purement simulatoire et les simulations temps réel avec une méthode de type PHIL sont toutes deux intéressantes pour étudier l'intégration des limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs dans les réseaux d'énergie électrique. Chacune présente des avantages et des inconvénients pour lesquels il est sans doute possible d'apporter des améliorations.

En ce qui concerne les simulations pures, la modélisation permet d'avoir une certaine souplesse et une représentation détaillée du modèle. En revanche, dans le cas des courants de court-circuit dits "faibles", c'est à dire inférieur à $3I_c$, une caractérisation fine des rubans est nécessaire pour améliorer la précision des modèles. Néanmoins, il est bon de rappeler ici que l'architecture simulée pour le ruban de Superpower n'est pas strictement identique au ruban utilisé dans le rSFCL. En effet, la couche latérale d'argent n'étant pas modélisée, cela pourrait avoir un impact non négligeable sur les résultats lorsque le courant de court-circuit est faible. Car l'architecture a une grande importance dans ces cas, et comme nous avons pu l'observer dans le chapitre qui traite des applications du modèle, cela pourrait expliquer une partie des différences observées entre les résultats tirés d'une modélisation sous EMTP-RV et ceux obtenus expérimentalement.

En revanche, améliorer la précision du modèle à une échelle si petite ne peut combler les lacunes de caractérisation. D'un point de vue modélisation, l'ajout d'une couche latérale en argent nécessite un nombre important d'éléments additionnels. En effet, il est alors nécessaire de discrétiser la largeur du ruban assez finement pour reproduire le comportement du ruban, c'est à dire la propagation du front de chaleur de la face latérale vers l'intérieur du ruban, et la répartition en trois dimensions des courants.

Les simulations en temps réel avec la méthode PHIL permettent quant à elles de s'affranchir de développer un modèle complexe pour des dispositifs aussi non-linéaires que des rSFCLs. Néanmoins, il est impératif de disposer d'un prototype physique qui peut être difficile à mettre en œuvre, et qui peut rapidement être détruit, tel que cela est arrivé dans le cadre de nos essais expérimentaux.

5.8 Élements sujet à réflexion

La présence de l'enveloppe de papier Kraft peut avoir un impact sur les résultats expérimentaux lorsque le courant de court-circuit est faible (par comparaison avec les simulations). En effet, si le refroidissement peut sans doute être considéré moins efficace avec l'enveloppe, la présence de cette dernière ajoute de la masse thermique au ruban supraconducteur, ce qui permet d'absorber une partie de l'énergie. Ainsi la montée en température du ruban est ralentie, ce qui peut favoriser une meilleure évacuation de l'énergie du fait de la non-linéarité des échanges de chaleur avec le bain d'azote liquide. Néanmoins, cet aspect est difficilement quantifiable car la qualité du contact avec l'enveloppe est incertaine.

Enfin, peut-on encore parler de temps réel avec la méthode DIMi et de l'utilisation d'un vecteur glissant de 10 pas de temps ? Si l'effet sur la stabilité est sans aucun doute bénéfique et nécessaire, c'est au détriment de la dynamique. Le moyennage de la résistance a un effet négatif sur le temps de réponse du limiteur, ce qui a un impact direct sur les résultats expérimentaux. Il est donc nécessaire d'améliorer le processus de rebouclage afin d'inclure les mesures physiques dans la simulation en minimisant le délai, ce qui réduirait les imprécisions qui en découlent au niveau du respect du comportement physique de l'appareillage en cours de test.

CHAPITRE 6 CONCLUSION

6.1 Synthèse des travaux

Cette thèse aborde l'insertion des limiteurs de courant supraconducteurs de type résistif dans les réseaux électriques de manière assez générale. Deux méthodes qui visent à planifier l'intégration d'un rSFCL dans un réseau électrique ont été proposées et caractérisées.

La première est issue du développement d'un modèle électro-thermique dans EMTP-RV, qui est un environnement de simulation de réseaux électriques en régime transitoire. Le modèle proposé n'est basé que sur des éléments de circuit électrique et permet de représenter la dynamique du quench en prenant en compte la diffusion de la chaleur dans le ruban supraconducteur et la répartition du courant électrique entre les différentes couches qui composent le ruban supraconducteur. Si les modèles utilisées dans le cadre de cette thèse ne considèrent que des architectures 2D, les éléments de bibliothèque développés dans l'environnement EMTP-RV pourraient d'ores et déjà permettre d'étendre la modélisation à des problèmes 3D. Notons également qui si nous nous sommes intéressés à la modélisation de rubans supraconducteurs de type (RE)BCO, il peut être envisageable d'adapter la méthode et la forme des blocs électrothermiques élémentaires pour la modélisation de structures de fils supraconducteurs différentes. De plus, l'utilisation de DLLs peut permettre de modifier la loi de comportement et/ou le type de matériau supraconducteur en modifiant et en recompilant le code source, c'est à dire sans avoir à effectuer de modifications des éléments de circuit et de contrôle associés.

La modélisation multi-échelles des rSFCL dans un environnement de simulation de réseaux électriques en régime transitoire permet de reproduire des conditions de simulation réalistes, ce qui permet de faciliter la conception et la planification de l'intégration de tels appareillages dans les réseaux électriques. En effet, les simulations deviennent incontournables pour étudier et prédire le comportement du (des) rSFCL et son (leur) interaction avec l'ensemble du réseau, et un tel modèle permet de vérifier que les éléments de conception du limiteur, tel que la longueur et l'architecture du ruban supraconducteur, proposent une réponse satisfaisante quels que soient les transitoires qui sont rencontrés, et dans des cas où les surintensités de courant peuvent être de durées et de niveaux variables. Par la même occasion, le modèle permet aussi de valider une architecture de ruban qui tolère les points chauds du ruban supraconducteur en effectuant une étude paramétrique sur l'épaisseur de stabilisateur

en argent. La finalité étant que les points chauds ne soient pas synonymes de destruction du limiteur, surtout pour les régimes transitoires normaux des réseaux électriques, tel que cela a été étudié avec la réalimentation d'un transformateur qui présente un courant d'appel supérieur au courant critique.

Ce cas de simulation, bien que simple en apparence, a permis de démontrer qu'il est possible de réunir deux communautés avec des centres d'intérêts et des préoccupations différentes autour d'objectifs communs, c'est à dire assurer la limitation du courant et la robustesse du limiteur, quels que soient les transitoires susceptibles de survenir dans le réseau. Mais surtout, le mariage de la modélisation multiphysique du limiteur avec un environnement de simulation de réseau présente un avantage important. En effet, une plateforme de développement commune (tel qu'EMTP-RV) ne peut que favoriser la communications entre les équipes chargées de dimensionner le limiteur, et les équipes chargées de son intégration dans le réseau et peut, à l'avenir, faciliter la pénétration à plus grande échelle des rSFCLs.

Néanmoins, la modélisation a ses limites. En effet, dans le cadre de cette thèse, une des barrières rencontrées, et parmi les plus contraignantes encore aujourd'hui, concerne les dimensions de la matrice nodale augmentée dans l'environnement EMTP-RV, avec une taille limitée par un système 32 bits. Cela a pour effet de restreindre le nombre d'éléments, ce qui a un impact direct sur les architectures que l'on peut modéliser. Ainsi, la simulation d'un modèle plus complexe en 3D, tel que l'architecture de ruban CFD, est pour le moment impossible dans l'environnement EMTP-RV, car la taille de la matrice nodale dépasse alors capacité de gestion de la mémoire. C'est principalement pour cette raison que les cas de simulation présentés ici ne concernent que des déclinaisons en 2D. Mais, nous verrons dans les pistes d'améliorations que des solutions peuvent être envisagées pour émuler le comportement des architectures de rubans les plus complexes dans un environnement réseau tel qu'EMTP-RV.

L'autre contrainte lourde liée à la modélisation concerne le dispositif à modéliser en lui-même. En effet, les rubans supraconducteurs utilisés dans les rSFCL présentent de façon chronique des inhomogénéités de courant critique selon leur longueur. Si cela a moins d'importance lorsque le courant de court-circuit est grand devant le courant critique moyen, cela devient un point plus qu'important lorsque le courant est tout juste supérieur au courant critique moyen. À ce niveau, seule une caractérisation plus fine des rubans supraconducteurs peut apporter un solution et adapter le modèle de simulation aux véritables caractéristiques du rSFCL. Toutefois, il est important de retenir que dans l'état actuel des choses, il est d'ores

et déjà possible de réaliser des études réalistes pour un grand nombre de cas pertinents. On peut mentionner, par exemple, un scénario parmi les plus contraignants pour un rSFCL, c'est à dire que l'on considère un seul point chaud dans des conditions de fonctionnement de réseau réalistes avec, entre autres, des démarrages de moteur, des commutations de batteries de condensateurs, des courts-circuits monophasés, multiphasés, impédants ou non, avec et sans terre, etc.

Dans le cas où l'on souhaite s'affranchir du développement d'un modèle complexe, qui est couteux en temps, et qui n'est pas toujours satisfaisant si l'architecture du ruban du rSFCL est complexe, il devient possible d'opter pour une méthode de type "power-hardware-in-the-loop" avec un simulateur temps réel. Ainsi, il est possible d'étudier un prototype physique de limiteur en l'intégrant directement dans son environnement réseau, qui lui, est purement simulé. Une telle solution permet par la même occasion de prendre en compte l'intégralité des phénomènes physiques liés à la limitation comme le refroidissement, les amenées de courant, les efforts mécaniques (torsion, courbure) sur le ruban supraconducteur, etc. On a donc une autre méthode, qui est parfaitement complémentaire aux simulations pures en permettant de valider la conception du limiteur avec des essais expérimentaux.

Il est cependant nécessaire de réaliser une interface entre le système simulé et le dispositif physique. Cela a pour effet de lisser les variations de résistance du rSFCL et, une fois de plus, si cela peut être acceptable lorsque le courant de court-circuit est fort, cela n'est en revanche pas adapté aux faibles surintensités où le courant est légèrement supérieur au courant critique.

Les deux méthodes testées présentent donc chacune leurs avantages et leurs inconvénients. La première nécessite des efforts pour optimiser le modèle et rendre possible la prise en compte d'architecture de rubans supraconducteurs plus complexes, mais requiert aussi un besoin de caractérisation fine du ruban supraconducteur utilisé dans le rSFCL. La seconde méthode mérite quant à elle que l'on s'attarde sur l'interface entre le monde réel et la simulation pour améliorer la dynamique et la précision, tout en minimisant les impacts sur la stabilité globale du système.

6.2 Pistes pour de futurs travaux

En ce qui concerne le modèle développé dans cette thèse, ce dernier demeure trop lourd pour envisager la représentation de toutes les architectures de ruban imaginables. De ma-

nière à représenter des géométries complexes en 3 dimensions, tel que l'architecture de ruban CFD, il est envisagé de développer les DLLs en y intégrant plus de calcul et d'éléments de contrôle. Ainsi, il serait possible d'alléger la matrice nodale et les contrôles dans EMTP-RV. Néanmoins, la possibilité d'émuler ces architectures dans l'environnement EMTP-RV sans en modéliser tous les détails peut être une piste prometteuse. Dans ce cas de figure, l'accélération de la propagation de la zone normale pourrait se faire par exemple via une augmentation artificielle de la conductivité thermique le long du ruban. Le facteur d'augmentation devrait alors être préalablement déterminé à l'aide de simulations basées sur la méthode des éléments finis.

Aussi, il serait nécessaire d'améliorer la caractérisation spatiale de la densité de courant critique des rubans supraconducteurs disponibles commercialement, avec une résolution assez fine pour permettre une représentation plus précise du comportement du rSFCL lorsque les courants de court-circuit sont faibles et globalement inférieurs à $2I_c$.

A propos des simulations PHIL, il faudrait poursuivre les travaux pour réduire les délais dans la boucle de retour de la simulation temps réel, et améliorer l'estimation de R^*. Cela aurait pour effet pour diminuer les imprécisions dans la représentation des phénomènes physiques qui découlent des mesures sur le dispositif expérimental et améliorerait la stabilité du système.

Par ailleurs, l'impact de l'insertion d'un ou plusieurs limiteurs de courant de court-circuit supraconducteurs sur les systèmes de protection et la coordination des disjoncteurs/fusibles n'a pas été étudié dans le cadre de cette thèse. Cela inclut également la protection des limiteurs eux-mêmes. Enfin, l'utilisation de plusieurs rubans supraconducteurs en parallèle est nécessaire pour satisfaire les conditions nominales de fonctionnement. Il serait intéressant de vérifier ce qu'il se passe en cas de défaillance/destruction d'un des rubans.

Enfin, il serait intéressant de développer des cas d'étude plus complexe en partenariat avec les compagnies de transport et de distribution d'énergie électrique. Si les niveaux de tension et de courant ne sont pas un problème dans les simulations pures, c'est un peu plus délicat pour le PHIL, où une mise à l'échelle du niveau de tension et de courant pourrait être requise.

RÉFÉRENCES

[1] Working Group A3.16, "Fault current limiters - impact on existing and new protection schemes," CIGRE, Tech. Rep. TB 339, 2008.

[2] Working Group A3.23, "Applications and feasibility of fault current limiters in power systems," CIGRE, Tech. Rep. TB 497, 2012.

[3] P. Tixador, "Limiteur supraconducteur de courant de défaut," *Techniques de l'ingénieur Différents types de machines électriques tournantes*, vol. TIB249DUO., no. d3662, 2013.

[4] M. Noe and M. Steurer, "High-temperature superconductor fault current limiters : concepts, applications, and development status," *Superconductor Science and Technology*, vol. 20, no. 3, p. R15, 2007.

[5] D. Colangelo and B. Dutoit, "Analysis of the influence of the normal zone propagation velocity on the design of resistive fault current limiters," *Superconductor Science and Technology*, vol. 27, no. 12, p. 124005, 2014.

[6] D. Colangelo and B. Dutoit, "Inhomogeneity effects in hts coated conductors used as resistive fcls in medium voltage grids," *Superconductor Science and Technology*, vol. 25, no. 9, p. 095005, 2012.

[7] D. Colangelo and B. Dutoit, "Impact of the normal zone propagation velocity of high-temperature superconducting coated conductors on resistive fault current limiters," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 25, no. 2, pp. 1–8, April 2015.

[8] C. Gandioli, "Du dimensionnement à l'intégration dans le réseau électrique du limiteur supraconducteur de courant," Ph.D. dissertation, Université de Grenoble, France, 2013.

[9] C. Gandioli, P. Tixador, and G. B. Mariani, "Tests and simulations of different ybco tapes for fcl," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 22, no. 3, pp. 5 603 104–5 603 104, June 2012.

[10] W. de Sousa, A. Polasek, R. Dias, C. Matt, and R. de Andrade Jr., "Thermal–electrical analogy for simulations of superconducting fault current limiters," *Cryogenics*, vol. 62, pp. 97 – 109, 2014.

[11] W. T. B. de Sousa, O. Näckel, and M. Noe, "Transient simulations of an air-coil sfcl," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 24, no. 4, pp. 1–7, Aug 2014.

[12] W. T. B. de Sousa, A. Polasek, F. N. F. Dicler, and R. de Andrade, "Application of the fdm-adi method for simulating sfcl under inrush conditions," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 26, no. 3, pp. 1–5, April 2016.

[13] G. Mafra, G. Sotelo, M. Fortes, and W. de Sousa, "Application of resistive superconducting fault current limiters in offshore oil production platforms," *Electric Power Systems Research*, vol. 144, pp. 107 – 114, 2017.

[14] F. Roy, B. Dutoit, F. Grilli, and F. Sirois, "Magneto-thermal modeling of second-generation hts for resistive fault current limiter design purposes," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 18, no. 1, pp. 29–35, March 2008.

[15] C. Lacroix, J.-H. Fournier-Lupien, K. McMeekin, and F. Sirois, "Normal zone propagation velocity in 2g hts coated conductor with high interfacial resistance," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 4 701 605–4 701 605, June 2013.

[16] C. Lacroix, Y. Lapierre, J. Coulombe, and F. Sirois, "High normal zone propagation velocity in second generation high-temperature superconductor coated conductors with a current flow diverter architecture," *Superconductor Science and Technology*, vol. 27, no. 5, p. 055013.

[17] M. Dione, F. Sirois, and C.-H. Bonnard, "Evaluation of the impact of superconducting fault current limiters on power system network protections using a rts-phil methodology," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 21, no. 3, pp. 2193–2196, June 2011.

[18] M. Dione, "Conception et integration d'un limiteur de courant supraconducteur dans un réseau radial," Ph.D. dissertation, École Polytechnique de Montréal, QC, Canada, Non publié.

[19] J. Langston, M. Steurer, S. Woodruff, T. Baldwin, and J. Tang, "A generic real-time computer simulation model for superconducting fault current limiters and its application in system protection studies," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 15, no. 2, pp. 2090–2093, June 2005.

[20] Y. Pan, M. Steurer, T. Baldwin, and P. McLaren, "Impact of waveform distorting fault current limiters on previously installed overcurrent relays," *Power Delivery, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 1310–1318, July 2008.

[21] H. Kameda and H. Taniguchi, "The setting method of the specific parameters of a superconducting fault current limiter installed at the bus-tie and response of protective relays at operation of the SFCL," *Physica C : Superconductivity*, vol. 372-376, Part 3, no. 0, pp. 1673 – 1679, 2002.

[22] M. Firouzi, G. Gharehpetian, and B. Mozafari, "Bridge-type superconducting fault current limiter effect on distance relay characteristics," *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 68, no. 0, pp. 115 – 122, 2015.

[23] J. Krishnan, H. Gueldner, K. Handt, and S. Nielebock, "A modular bi-directional hybrid circuit breaker for medium and high voltage dc networks," in *2016 18th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'16 ECCE Europe)*, Sept 2016, pp. 1–9.

[24] P. Manohar and W. Ahmed, "Superconducting fault current limiter to mitigate the effect of dc line fault in VSC-HVDC system," in *Power, Signals, Controls and Computation (EPSCICON), 2012 International Conference on*, Jan 2012, pp. 1–6.

[25] H.-J. Lee, G. T. Son, J.-I. Yoo, and J.-W. Park, "Effect of a SFCL on commutation failure in a HVDC system," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 5 600 104–5 600 104, June 2013.

[26] (2012) Superpower® 2g hts wire specifications. Superpower Inc. [Online]. Available : http://www.superpower-inc.com/system/files/SP_2G+Wire+Spec+Sheet_for+web_2012FEC_v2_1.pdf

[27] (2016) Sti conductusr® benefits & performance advantages. Superconductor technologies Inc. [Online]. Available : http://www.suptech.com/Benefits_and_Performance_Advantage_Oct_21.pdf

[28] J. Ekin, *Experimental Techniques for Low-Temperature Measurements : Cryostat Design, Material Properties and Superconductor Critical-Current Testing : Cryostat Design, Material Properties and Superconductor Critical-Current Testing.* OUP Oxford, 2006.

[29] F. Roy, "Modeling and Characterization of Coated Conductors Applied to the Design of Superconducting Fault Current Limiters," Ph.D. dissertation, IC, Lausanne, 2010.

[30] J. Duron, F. Grilli, L. Antognazza, M. Decroux, B. Dutoit, and A. Fischer, "Finite-element modelling of YBCO fault current limiter with temperature dependent parameters," *Superconductor Science and Technology*, vol. 20, no. 4, p. 338, 2007.

[31] J. E. Jankowski, "Convective heat transfer model for determining quench recovery of high temperature superconducting YBCO in liquid nitrogen," Master's thesis, Massachusetts Institute of Technology, USA, 2004.

[32] J. Baixeras, *Les Supraconducteurs - Applications À L'Électronique Et À L'Électrotechnique.* Eyrolles, 1998.

[33] P. Tixador and Y. Brunet, "Les supraconducteurs : Bases théoriques," *Techniques de l'ingénieur*, vol. D2701, 2003.

[34] P. Tixador, *Matériaux supraconducteurs.* Hermes Science Publications, 2003.

[35] P. Tixador, *Les Supraconducteurs.* Hermes Science Pulblications, Novembre 1995.

[36] P. Mangin and R. Kahn, *Supraconductivité Introduction.* Collection Grenoble Sciences, 2013.

[37] [Online]. Available : http://web.ornl.gov/info/reports/m/ornlm3063r1/app_c.html

[38] H. Rogalla and P. H. Kes, Eds., *100 Years of Superconductivity.* CRC Press Taylor & Francis Group, 2011.

[39] F. Sirois, "Modélisation des la caractéristique e-j des supraconducteurs à haute température critique," Ph.D. dissertation, École Polytechnique de Montréal, 2003.

[40] B. Douine, "étude des pertes dans les supraconducteurs à haute température critique," Ph.D. dissertation, Université Henri Poincaré, Nancy-I, 2001.

[41] K. Tachikawa, "Progress of metallic superconductors in japan." *Elsevier Physica C*, 2012.

[42] CAN superconductors. (2017) High temperature superconductors for practical applications. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://www.can-superconductors.com/products.html

[43] P. Vase, R. Flükiger, M. Leghissa, and B. Glowacki, "Current status of high- t c wire," *Superconductor Science and Technology*, vol. 13, no. 7, p. R71, 2000.

[44] C. Buzea and T. Yamashita, "Review of the superconducting properties of mgb 2," *Superconductor Science and Technology*, vol. 14, no. 11, p. R115, 2001.

[45] SUMITOMO ELECTRIC. (2017) Di-bscco specifications. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://global-sei.com/super/hts_e/spec.html

[46] S. kar, S. Kulkarni, M. Dixit, K. P. Singh, A. Gupta, P. Balasubramanyam, S. Sarangi, and V. Rao, "Study on recovery performance of high tc superconducting tapes for resistive type superconducting fault current limiter applications," *Physics Procedia*, vol. 36, pp. 1231 – 1235, 2012, {SUPERCONDUCTIVITY} {CENTENNIAL} Conference 2011.

[47] R. Kreutz, J. Bock, F. Breuer, K. P. Juengst, M. Kleimaier, H. U. Klein, D. Krischel, M. Noe, R. Steingass, and K. H. Weck, "System technology and test of curl 10, a 10 kv, 10 mva resistive high-tc superconducting fault current limiter," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 15, no. 2, pp. 1961–1964, June 2005.

[48] J. Bock, F. Breuer, H. Walter, S. Elschner, M. Kleimaier, R. Kreutz, and M. Noe, "Curl 10 : development and field-test of a 10 kv/10 mva resistive current limiter based on bulk mcp-bscco 2212," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 15, no. 2, pp. 1955–1960, June 2005.

[49] R. Dommerque, S. Krämer, A. Hobl, R. Böhm, M. Bludau, J. Bock, D. Klaus, H. Piereder, A. Wilson, T. Krüger, G. Pfeiffer, K. Pfeiffer, and S. Elschner, "First commercial medium voltage superconducting fault-current limiters : production, test and installation," *Superconductor Science and Technology*, vol. 23, no. 3, p. 034020, 2010.

[50] D. Larbalestier, A. Gurevich, D. M. Feldmann, and A. Polyanskii, "High-tc superconducting materials for electric power applications," *Nature*, vol. 414, no. 6861, pp. 368–377, Nov. 2001.

[51] Superpower-Inc. (2017) SuperPower® 2G HTS Wire Specifications. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://www.superpower-inc.com/system/files/SP_2G+Wire+Spec+Sheet_2014_web_v1_0.pdf

[52] AMSC. (2017) Amperium® Stainless Steel Laminated Wire. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://www.amsc.com/library/SSAMP8602_DS_A4_0414_WEB.pdf

[53] R. B. Dalessandro, M. Bocchi, V. Rossi, and L. F. Martini, "Test results on 500 kva-class mgb2-based fault current limiter prototypes," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 17, no. 2, pp. 1776–1779, June 2007.

[54] A. C. Smith, A. Oliver, X. Pei, M. Husband, and M. Rindfleisch, "Experimental testing and modelling of a resistive type superconducting fault current limiter using mgb 2 wire," *Superconductor Science and Technology*, vol. 25, no. 12, p. 125018, 2012.

[55] M. Majoros, L. Ye, A. M. Campbell, T. A. Coombs, A. V. Velichko, D. M. Astill, P. Sargent, M. Haslett, M. D. Sumption, E. W. Collings, M. Tomsic, S. Harrison, and M. Husband, "Fault current limiting properties of mgb2 superconducting wires," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 17, no. 2, pp. 1764–1767, June 2007.

[56] R. Dalessandro, M. Bocchi, V. Rossi, W. Prusseit, G. Grasso, and L. Martini, "Simulation and electrical characterization of mgb 2 and ybco tapes for superconducting fault current limiter prototypes," *Journal of Physics : Conference Series*, vol. 97, no. 1, p. 012285, 2008.

[57] L. Ye, M. Majoros, A. M. Campbell, T. Coombs, D. Astill, S. Harrison, M. Husband, M. Rindfleisch, and M. Tomsic, "Experimental studies of the quench behaviour of mgb 2 superconducting wires for fault current limiter applications," *Superconductor Science and Technology*, vol. 20, no. 7, p. 621, 2007.

[58] M. Putti, I. Pallecchi, E. Bellingeri, M. R. Cimberle, M. Tropeano, C. Ferdeghini, A. Palenzona, C. Tarantini, A. Yamamoto, J. Jiang, J. Jaroszynski, F. Kametani, D. Abraimov, A. Polyanskii, J. D. Weiss, E. E. Hellstrom, A. Gurevich, D. C. Larbalestier, R. Jin, B. C. Sales, A. S. Sefat, M. A. McGuire, D. Mandrus, P. Cheng, Y. Jia, H. H.

Wen, S. Lee, and C. B. Eom, "New fe-based superconductors : properties relevant for applications," *Superconductor Science and Technology*, vol. 23, no. 3, p. 034003, 2010.

[59] T. Katase, Y. Ishimaru, A. Tsukamoto, H. Hiramatsu, T. Kamiya, K. Tanabe, and H. Hosono, "Advantageous grain boundaries in iron pnictide superconductors," *Nature Communications*, vol. 2, p. 409, august 2011.

[60] S. Haindl, M. Kidszun, and E. Kampert, "Iron pnictide thin films : Synthesis and physics," *Phys. Status Solidi B*, vol. 254, no. 1, pp. 1 600 341–n/a, 2017.

[61] M. Tomita and M. Murakami, "High-temperature superconductor bulk magnets that can trap magnetic fields of over 17 tesla at 29[thinsp]k," *Nature*, vol. 421, no. 6922, pp. 517–520, Jan. 2003.

[62] J. H. Durrell, A. R. Dennis, J. Jaroszynski, M. D. Ainslie, K. G. B. Palmer, Y.-H. Shi, A. M. Campbell, J. Hull, M. Strasik, E. E. Hellstrom, and D. A. Cardwell, "A trapped field of 17.6 t in melt-processed, bulk gd-ba-cu-o reinforced with shrink-fit steel," *Superconductor Science and Technology*, vol. 27, no. 8, p. 082001, 2014.

[63] B. Dolisy, S. Mezani, T. Lubin, and J. Lévêque, "Modeling and testing of a new kind of an axial hts motor which includes a superconducting magnetic coupling for naval propulsion," in *ASC 2014-Applied Superconductivity Conference*, 2014, pp. page–241.

[64] R. Alhasan, T. Lubin, Z. M. Adilov, and J. Lévêque, "A new kind of superconducting machine," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 26, no. 3, pp. 1–4, April 2016.

[65] R. Moulin, J. Leveque, L. Durantay, B. Douine, D. Netter, and A. Rezzoug, "Superconducting multistack inductor for synchronous motors using the diamagnetism property of bulk material," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 1, pp. 146–153, Jan 2010.

[66] P. J. Masson, M. Breschi, P. Tixador, and C. A. Luongo, "Design of hts axial flux motor for aircraft propulsion," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 17, no. 2, pp. 1533–1536, 2007.

[67] A. Rezzoug and M. El-Hadi Zaïm, *Superconducting Machines.* John Wiley & Sons, Inc, 2013, pp. 191–255.

[68] A. Berger, S. Cherevatskiy, M. Noe, and T. Leibfried, "Comparison of the effciency of superconducting and conventional transformers," *Journal of Physics, IOP Publishing*, vol. Conference series 234, 2010.

[69] V. S. Vysotsky, S. S. Fetisov, V. V. Zubko, S. Y. Zanegin, A. A. Nosov, S. M. Ryabov, N. V. Bykovsky, G. G. Svalov, E. P. Volkov, L. S. Fleishman, and E. A. Dzhafarov,

"Development and test results of hts windings for superconducting transformer with 1 mva rated power," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 27, no. 4, pp. 1–5, June 2017.

[70] N. Glasson, M. Staines, R. Buckley, M. Pannu, and S. Kalsi, "Development of a 1 mva 3phase superconducting transformer using ybco roebel cable," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity, ASC 2010, Washington D. C., USA*, vol. 21 No. 3, January 2011.

[71] H. Kojima, S. Ito, N. Hayakawa, F. Endo, M. Noe, and H. Okubo, "Self-recovery characteristics of high-tc superconducting fault current limiting transformer (htc-sfclt) with 2g coated conductors," *IOP, Joural of Physics, European Conference on Applied Superconductivity (EUCAS 2007)*, 2008.

[72] N. Hayakawa, H. Kojima, M. Hanai, and H. Okubo, "Progress in development of superconducting fault current limiting transformer (sfclt)," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2010.

[73] SUMITOMO ELECTRIC. (2017) World's first "Superconductor EV". Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://global-sei.com/super/magnet_coil_e/evmotor.html

[74] M. Stemmle, "Ampacity project - worldwide first superconducting cable and fault current limiter installation in a german city center," *IET Conference Proceedings*, pp. 0742–0742(1), January 2013.

[75] M. Stemmle, F. Merschel, M. Noe, and A. Hobl, "Ampacity – installation of advanced superconducting 10 kv system in city center replaces conventional 110 kv cables," in *2013 IEEE International Conference on Applied Superconductivity and Electromagnetic Devices*, Oct 2013, pp. 323–326.

[76] J. Das, "Limitations of fault-current limiters for expansion of electrical distribution systems," *Industry Applications, IEEE Transactions on*, vol. 33, no. 4, pp. 1073–1082, Jul 1997.

[77] Working Group A3.10, "Fault current limiters in electrical medium and high voltage systems," CIGRE, Tech. Rep. TB 239, 2003.

[78] SUMITOMO ELECTRIC. (2017) Is-limiter The world fastest limiting and switching device. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : https://library.e.abb.com/public/e622c5385dcf05adc1257dce00341856/2493%20Is_Limiter_GB_NewBranding.pdf

[79] S. Eckroad , "Survey of fault current limiter (fcl) technologies – update," EPRI, Tech. Rep. 1016389, 2008.

[80] S. Eckroad , "Superconducting fault current limiters technology watch 2009," EPRI, Tech. Rep. 1017793, 2009.

[81] K. Niayesh, J. Tepper, and F. Konig, "On the arcless commutation of currents higher than 1 ka," in *Proceedings of the 50th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts and the 22nd International Conference on Electrical Contacts Electrical Contacts, 2004.*, Sept 2004, pp. 388–394.

[82] A. Morandi, "State of the art of superconducting fault current limiters and their application to the electric power system," *Physica C : Superconductivity*, vol. 484, no. 0, pp. 242 – 247, 2013, proceedings of the 24th International Symposium on Superconductivity (ISS2011).

[83] B. Lee, K. Park, J. Sim, I. Oh, H. Lee, H.-R. Kim, and O.-B. Hyun, "Design and experiments of novel hybrid type superconducting fault current limiters," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 18, no. 2, pp. 624–627, June 2008.

[84] C. Lacroix, Y. Lapierre, J. Coulombe, and F. Sirois, "High normal zone propagation velocity in second generation high-temperature superconductor coated conductors with a current flow diverter architecture," *Superconductor Science and Technology*, vol. 27, no. 5, p. 055013, 2014.

[85] C. Lacroix, J.-H. Fournier-Lupien, K. McMeekin, and F. Sirois, "Normal zone propagation velocity in 2g hts coated conductor with high interfacial resistance," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 4 701 605–4 701 605, June 2013.

[86] H. Hayashi, H. Okamoto, T. Harimoto, T. Imayoshi, A. Tomioka, T. Bouno, M. Konno, and M. Iwakuma, "A study for designing YBCO power transformer," *Physica C : Superconductivity*, vol. 463-465, no. 0, pp. 1233 – 1236, 2007, proceedings of the 19th International Symposium on Superconductivity (ISS 2006).

[87] Y. Cointe, "Limiteur supraconducteur de courant continu," Ph.D. dissertation, INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE, 2007.

[88] P. Tixador and Y. Brunet, "Les supraconducteurs : Bases théoriques," *Techniques de l'ingénieur*, vol. D2701, 2005.

[89] Y. Xin, W. Gong, Y. Sun, J. Cui, H. Hong, X. Niu, H. Wang, L. Wang, Q. Li, J. Zhang, Z. Wei, L. Liu, H. Yang, and X. Zhu, "Factory and field tests of a 220 kV/300 MVA statured iron-core superconducting fault current limiter," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 5 602 305–5 602 305, June 2013.

[90] G. Didier, J. Leveque, and A. Rezzoug, "A novel approach to determine the optimal location of SFCL in electric power grid to improve power system stability," *Power Systems, IEEE Transactions on*, vol. 28, no. 2, pp. 978–984, May 2013.

[91] B. C. Sung, D. K. Park, J.-W. Park, and T. K. Ko, "Study on optimal location of a resistive SFCL applied to an electric power grid," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 19, no. 3, pp. 2048–2052, June 2009.

[92] U. Khan, J. Seong, S. Lee, S. Lim, and B. Lee, "Feasibility analysis of the positioning of superconducting fault current limiters for the smart grid application using simulink and simpowersystem," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 21, no. 3, pp. 2165–2169, June 2011.

[93] I. Hwang, S. R. Lee, S. Seo, J. Yoon, and C.-H. Kim, "Improvement of the transient stability using SFCL in korean power systems," *Physica C : Superconductivity*, vol. 494, no. 0, pp. 335 – 338, 2013, proceedings of the 25th International Symposium on Superconductivity (ISS 2012) Advances in Superconductivity {XXV}.

[94] B. C. Sung, D. K. Park, J.-W. Park, and T. K. Ko, "Study on a series resistive SFCL to improve power system transient stability : Modeling, simulation, and experimental verification," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 56, no. 7, pp. 2412–2419, July 2009.

[95] J. L. Blackburn and T. J. . Domin, *Protective Relaying Principles and Applications, Third Edition.* CRC Press, 2006.

[96] S.-H. Lim and J.-C. Kim, "Analysis on protection coordination of protective devices with a sfcl due to the application location of a dispersed generation in a power distribution system," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 22, no. 3, pp. 5 601 104–5 601 104, June 2012.

[97] Henry, S. and Baldwin, T. and Steurer, M., "The effects of a fast switching fault current limiter on distance protection," *Proceedings of the 35th Southeastern Symposium on*, pp. 264–268, March 2003.

[98] C.-H. Bonnard, F. Sirois, C. Lacroix, and G. Didier, "Multi-scale model of resistive-type superconducting fault current limiters based on 2g hts coated conductors," *Superconductor Science and Technology*, vol. 30, no. 1, p. 014005, 2017.

[99] T. Kiss, K. Higashikawa, M. Inoue, K. Kimura, T. Koizumi, N. Aoki, K. Katayama, Y. Takagi, T. Yoshida, A. Ibi, M. Yoshizumi, T. Izumi, and Y. Shiohara, "Spatial homogeneity of critical currents in long re-123 coated conductors," in *Cryogenic Engineering Conference and International Cryogenic Materials Conference June 17-21, 2013, Anchorage, AK, U.S.A.*, online ; accessed January 19, 2016.

[100] J. Leclerc, K. Berger, B. Douine, and J. Lévêque, “Field mapping measurements to determine spatial and field dependence of critical current density in {YBCO} tapes,” *Physica C : Superconductivity*, vol. 492, pp. 158 – 164, 2013.

[101] THEVA. (2017) TAPESTAR Product Fact Sheet. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://theva.de/wp-content/uploads/2014/11/specs-theva-tapestar-101114.pdf

[102] T. Kiss, M. Inoue, T. Shoyama, S. Koyanagi, D. Mitsui, T. Nakamura, K. Imamura, A. Ibi, Y. Yamada, T. Kato, T. Hirayama, and Y. Shiohara, “Visualizing transport properties in ibad based ybco coated conductors by multiple analysis techniques,” *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 17, no. 2, pp. 3211–3214, June 2007.

[103] C. Lacroix and F. Sirois, “Concept of a current flow diverter for accelerating the normal zone propagation velocity in 2g hts coated conductors,” *Superconductor Science and Technology*, vol. 27, no. 3, p. 035003, 2014.

[104] A. Hobl, W. Goldacker, B. Dutoit, L. Martini, A. Petermann, and P. Tixador, “Design and production of the eccoflow resistive fault current limiter,” *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 3, pp. 5 601 804–5 601 804, June 2013.

[105] J. Bock, A. Hobl, and J. Schramm, “Superconducting fault current limiters - a new device for future smart grids,” in *Electricity Distribution (CICED), 2012 China International Conference on*, Sept 2012, pp. 1–4.

[106] Nexans. (2017) Superconducting Fault Current Limiter. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://www.nexans.de/eservice/Germany-en/navigate_299961/Superconducting_Fault_Current_Limiters.htm

[107] A. Morandi, M. Fabbri, and P. L. Ribani, “Coupled electromagnetic-thermal model and equivalent circuit of a magnetic shield type SFCL,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 23, no. 3, p. 5602705 (5 pp.), Jun. 2013.

[108] M. Stemmle, F. Merschel, M. Noe, L. Hofmann, and A. Hobl, “Superconducting MV cables to replace HV cables in urban area distribution grids,” in *Transmission and Distribution Conference and Exposition (T D), 2012 IEEE PES*, May 2012, pp. 1–5.

[109] M. Stemmle, F. Merschel, M. Noe, and A. Hobl, “Ampacity project – worldwide first superconducting cable and fault current limiter installation in a german city center,” in *Electricity Distribution (CIRED 2013), 22nd International Conference and Exhibition on*, June 2013, pp. 1–4.

[110] EMTP-RV. (2017) EMTP-RV SIMULATION SOFTWARE. Dernière consultation le 31/01/2017. [Online]. Available : http://www.emtp-software.com

[111] T. A. Friedmann, M. W. Rabin, J. Giapintzakis, J. P. Rice, and D. M. Ginsberg, "Direct measurement of the anisotropy of the resistivity in the a - b plane of twin-free, single-crystal, superconducting $yba_2cu_3o_{7-\delta}$," *Phys. Rev. B*, vol. 42, pp. 6217–6221, Oct 1990.

[112] C. Lacroix, F. Sirois, K. Slimani, and J. R. Cave, "Electro-thermal response of 2g hts coated conductors subjected to current pulses," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 23, no. 3, pp. 6 601 605–6 601 605, June 2013.

[113] P. Tixador and N. T. Nguyen, "Design of rebacuo-coated conductors for fcl," *Superconductor Science and Technology*, vol. 25, no. 1, p. 014009, 2012.

[114] N. T. Nguyen and P. Tixador, "A ybco-coated conductor for a fault current limiter : architecture influences and optical study," *Superconductor Science and Technology*, vol. 23, no. 2, p. 025008, 2010.

[115] S. Elschner, A. Kudymow, J. Brand, S. Fink, W. Goldacker, F. Grilli, M. Noe, M. Vojenciak, A. Hobl, M. Bludau, C. Jänke, S. Krämer, and J. Bock, "{ENSYSTROB} – design, manufacturing and test of a 3-phase resistive fault current limiter based on coated conductors for medium voltage application," *Physica C : Superconductivity and its Applications*, vol. 482, pp. 98 – 104, 2012, 2011 Centennial superconductivity conference – EUCAS–ISEC–ICMC.

[116] S. Elschner, A. Kudymow, S. Fink, W. Goldacker, F. Grilli, C. Schacherer, A. Hobl, J. Bock, and M. Noe, "Ensystrob – resistive fault current limiter based on coated conductors for medium voltage application," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 21, no. 3, pp. 1209–1212, June 2011.

[117] W. Ren, M. Steurer, and T. L. Baldwin, "Improve the stability and the accuracy of power hardware-in-the-loop simulation by selecting appropriate interface algorithms," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 4, pp. 1286–1294, July 2008.

[118] G. F. Lauss, M. O. Faruque, K. Schoder, C. Dufour, A. Viehweider, and J. Langston, "Characteristics and design of power hardware-in-the-loop simulations for electrical power systems," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 63, no. 1, pp. 406–417, Jan 2016.

[119] A. Viehweider, F. Lehfuss, and G. Lauss, "Interface and stability issues for siso and mimo power hardware in the loop simulation of distribution networks with photovoltaic generation," *International Journal of Renewable Energy Research (IJRER)*, vol. 2, no. 4, pp. 631–639, 2012.

[120] A. Viehweider, F. Lehfuss, and G. Lauss, "Power hardware in the loop simulations for distributed generation," in *Proc. CIRED*, 2011.

ANNEXE A PROPRIÉTÉS THERMIQUES ET ÉLECTRIQUES DES MATÉRIAUX

A.1 Propriétés thermiques et électriques du cuivre

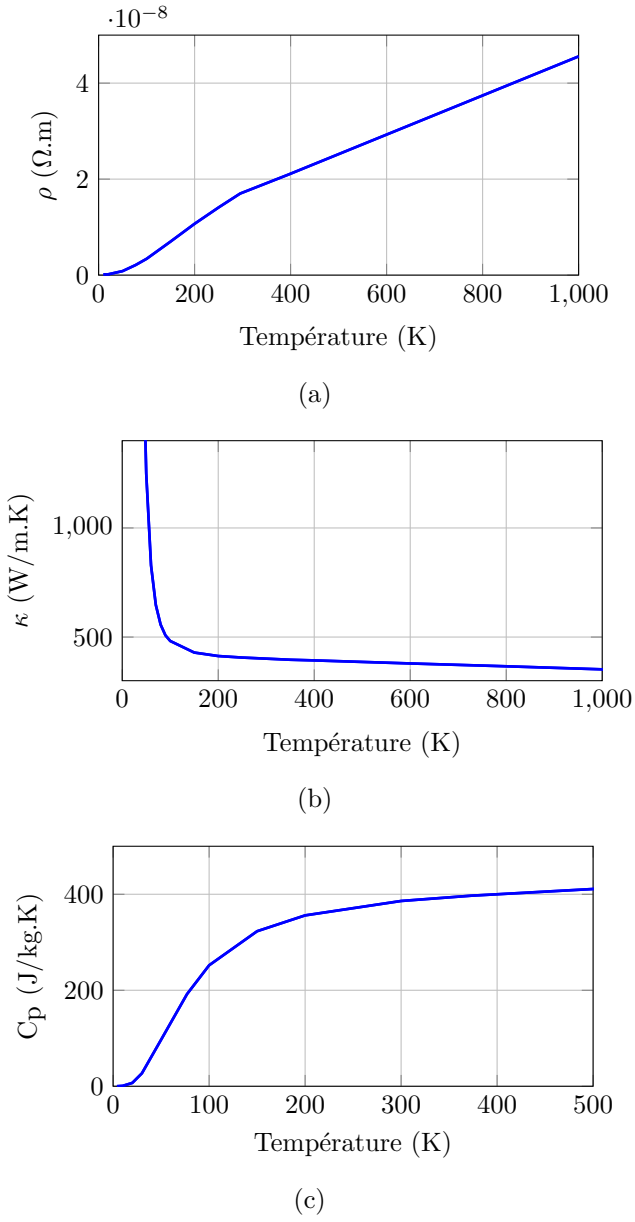


Figure A.1 Propriétés électriques et thermiques du cuivre : (a) résistivité électrique ; (b) Conductivité thermique ; (c) Capacité thermique massique.

A.2 Propriétés thermiques et électriques de l'argent

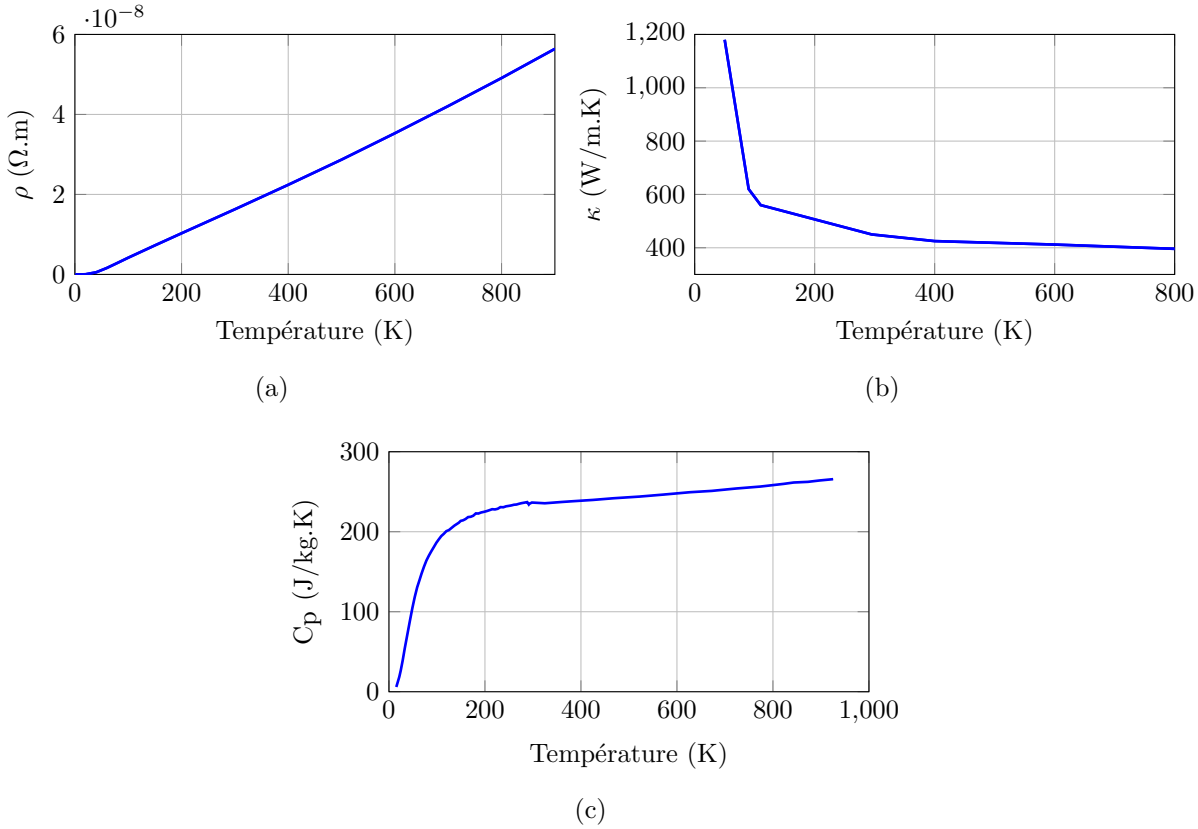


Figure A.2 Propriétés électriques et thermiques de l'argent : (a) résistivité électrique ; (b) Conductivité thermique ; (c) Capacité thermique massique.

A.3 Propriétés thermiques et électriques de l'Hastelloy

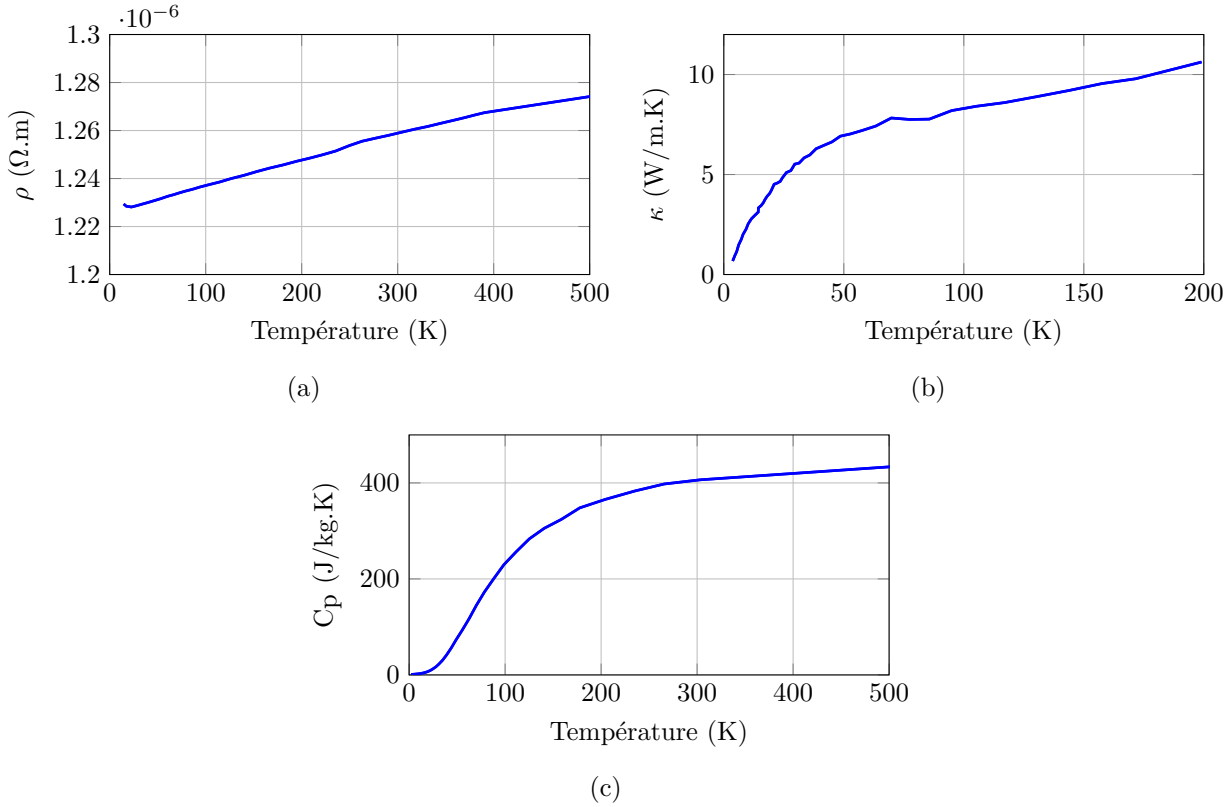


Figure A.3 Propriétés électriques et thermiques de l'Hastelloy : (a) résistivité électrique ; (b) Conductivité thermique ; (c) Capacité thermique massique.

A.4 Propriétés thermiques et électriques de l'acier C316

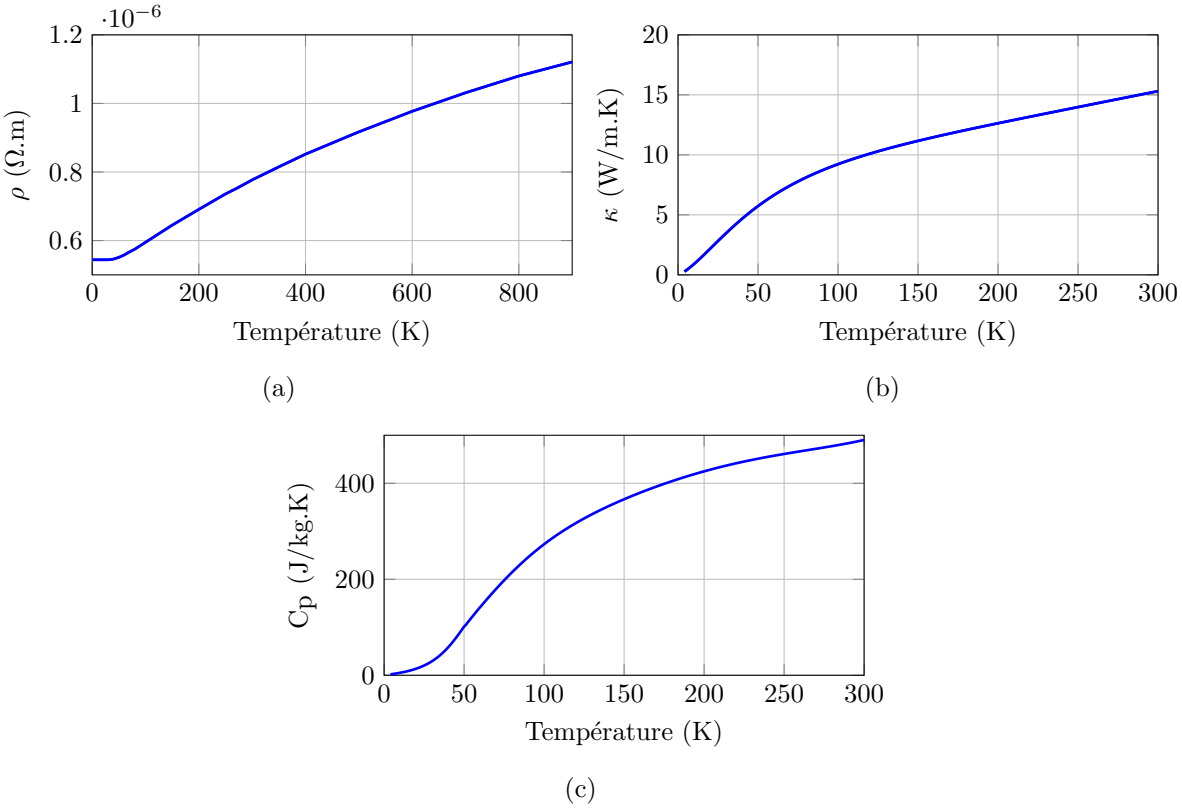
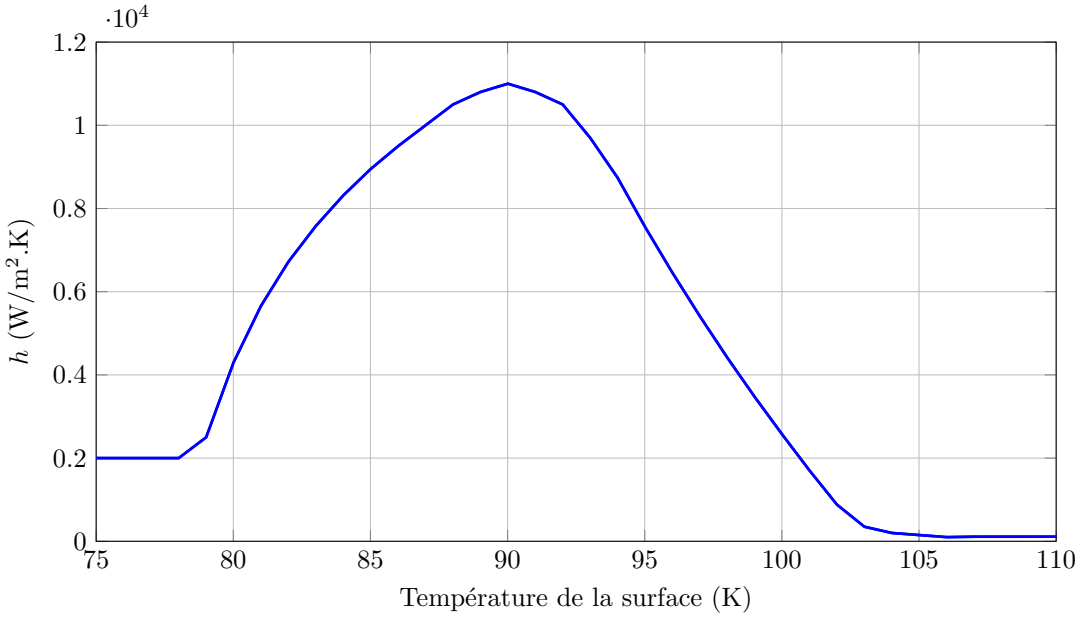
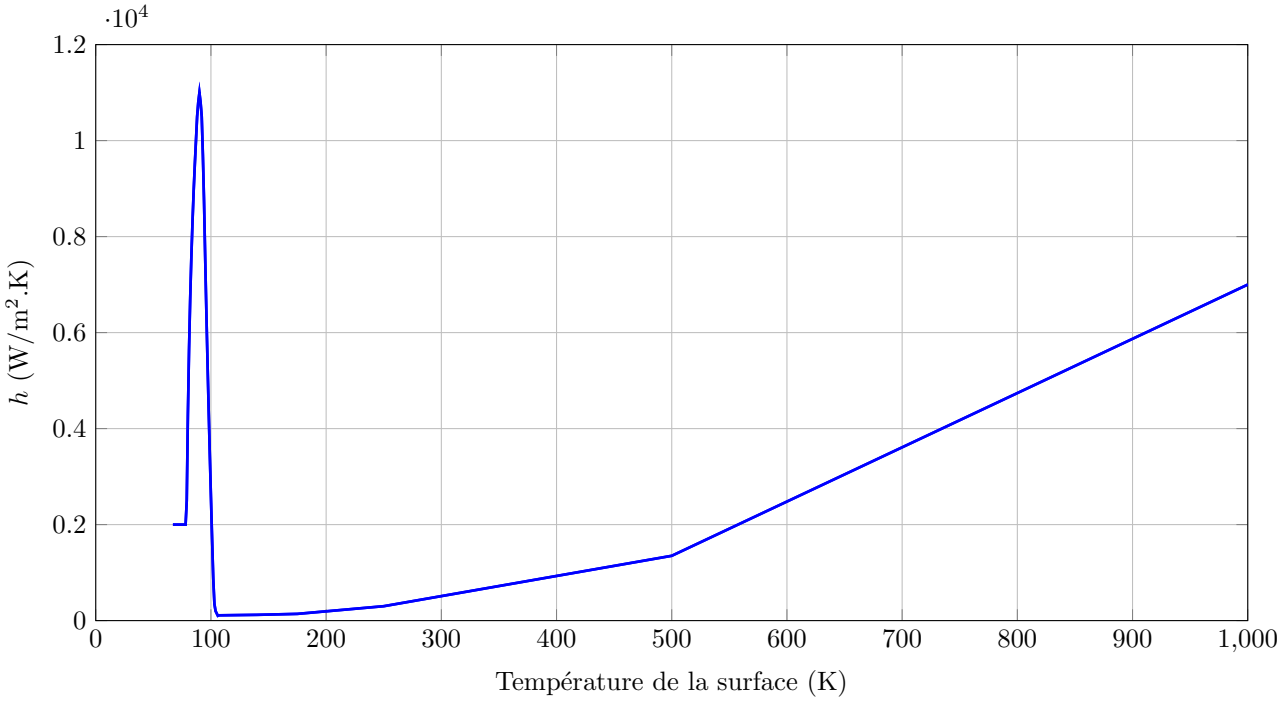


Figure A.4 Propriétés électriques et thermiques de l'acier C316 : (a) résistivité électrique ; (b) Conductivité thermique (c) ; Capacité thermique massique.

A.5 Propriétés thermiques de l'azote liquide



(a)



(b)

Figure A.5 Coefficient d'échange de l'azote liquide : (a) Agrandissement sur la gamme de température où l'on observe une phase d'ébullition nucléée et (b) sur une large plage de température.

A.6 Propriétés thermiques du (RE)BCO

La conductivité thermique a été fixé avec $\kappa = 8$ dans le plan (a, b) du supraconducteur et 20 dans le plan c.

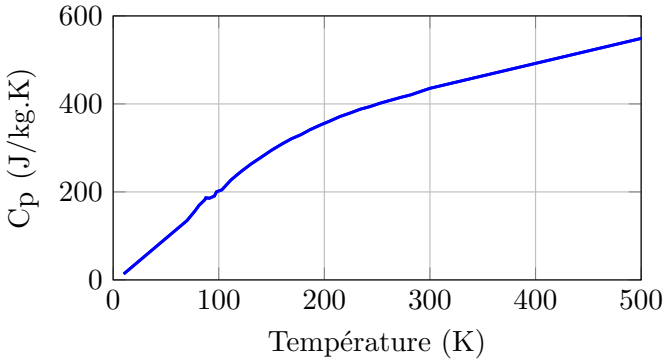


Figure A.6 Propriétés thermiques de l'YBCO : Capacité thermique massique.

ANNEXE B PROJETS DE SFCLS À TRAVERS LE MONDE

Tableau B.1 Récapitulatif des projets de SFCLs à travers le monde [1, 2, 4, 3] (page 1 de 2)

Année	**Société, Projet, Institut**	**Pays**	**Type**	**Niveau de tension/ courant**	**Matériau**
2000	Siemens	Allemagne	Resistif	4.2 kV/0.1 kA	YBCO
2001	ABB	Suisse	Résistif	8 kV/0.8 kA	BSCCO
2001	Alcatel	France	Résistif	0.1 kV/1.4 kA	YBCO
2002	General Atomics	Etats-Unis	Bridge	7.2 kV/1.2 kA	BSCCO
2004	Nexans	Allemagne	Résistif	6.9 kV/0.6 kA	BSCCO
2004	Yonsei University	Corée	Bridge	3.8 kV/0.2 kA	BSCCO
2004	KEPRI	Corée	Résistif	3.8 kV/0.2 kA	YBCO
2004	CRIEPI	Japon	Résistif	1 kV/0.04 kA	YBCO
2004	Mitsubishi	Japon	Résistif	0.2 kV/1kA	YBCO
2005	CAS	Chine	Bridge	6 kV/1.5 kA	BSCCO
2007	KEPRI	Corée	Résistif	13.2 kV/0.63 kA	BSCCO
2007	Innopower	Chine	Inductance à Noyau saturable	20 kV/1.6 kA	BSCCO
2008	Nexans	Allemagne	Résistif et inductif	63.5 kV/1.8 kA	BSCCO
2009	IGC Superpower	Etats-Unis	Résistif	80 kV/-kA	YBCO
2009	Zenergy	Etats-Unis	Inductif	138 kV/1.25 kA	BSCCO
2010	Nexans	Angleterre	Résistif	12 kV/1.2 kA	BSCCO
2010	Zenergy	Etats-Unis	Inductance à noyau saturable	33 kV/1.25 kA	BSCCO
2011	AMSC / Siemens	Etats-Unis	Résistif	115 kV/1.2 kA	YBCO

Tableau B.2 Récapitulatif des projets de SFCLs à travers le monde [1, 2, 4, 3] (page 2 de 2)

Année	**Société, Projet, Institut**	**Pays**	**Type**	**Niveau de tension/ courant**	**Matériau**
2011	KEPRI	Corée	Résistif	22.9 kV/0.63 kA	YBCO
2011	Zenergy ASL	Grande Bretagne	Inductance à noyau saturable	11 kV/1.25 kA	BSCCO
2011	RSE	Italie	Résistif	9 kV/0.22 kA	BSCCO
2011	Nexans Ensytrob	Allemagne	Résistif	12 kV/0.8 kA	YBCO
2011	Nexans ASL II	Grande Bretagne	Résistif	12 kV/0.4 kA	BSCCO
2012	RSE	Italie	Résistif	9 kV/1 kA	YBCO
2012	Université de Shangaï	Chine	Résistif	10 kV/0.4 kA	YBCO
2012	Innopower	Chine	Inductance à noyau saturable	220 kV/0.8 kA	BSCCO
2013	Eccoflow	CE	Résistif	24 kV/1 kA	YBCO
2013	Schneider Electric	Allemagne	Inductif	1.6 kV/0.87 kA	YBCO
2013	Ampacity	Allemagne	Résistif	10 kV/2.3 kA	YBCO
2016	KEPRI	Corée	Résistif	154 kV/3 kA	YBCO

ANNEXE C IMPLÉMENTATION DE ρ_{SC} DANS EMTP-RV

L'évaluation de la résistance électrique d'un élément supraconducteur utilise des DLLs codées en FORTRAN qui sont par la suite appelées en cours d'exécution par l'environnement EMTP-RV. Les fonctions analytiques pour la résistivité du matériau supraconducteur et celle de l'état normal, tout comme les dépendances en température des différentes fonctions (cf. chapitre 3), utilisent des "PURE ELEMENTAL FUNCTIONs".

Une méthode de type "point fixe", tel que cela est présenté à la figure C.1, a été implémentée dans la DLL. Sur cette illustration, on observe une augmentation de la tension aux bornes de la résistance non linéaire du rSFCL à l'instant t. Cette augmentation peut être causée par des événements anormaux (défauts) ou une évolution naturelle de la tension par dépassement d'une grandeur critique. Le point de départ est fixé à l'instant $t - \Delta t$ où l'on a une tension $V_0(t - \Delta t)$, un courant $I_0(t - \Delta t)$ et donc une impédance $Y_0(t - \Delta t)$.

Dans cet exemple, l'augmentation de la tension nous mène au point 1 (première itération, V_1, I_1 et Y_1). On rattrape alors la fonction analytique qui définie la résistance (admittance) du matériau supraconducteur (loi de puissance + état normal tel que décrit dans le chapitre 3). La deuxième itération nous mène au point 2 (V_2, I_2 et Y_2). Cela continue alors jusqu'à atteindre le point n, où les conditions de convergence imposées sont satisfaites, c'est à dire que la différence de tension entre l'itération $n - 1$ et l'itération n n'excède pas 0.1 nV.

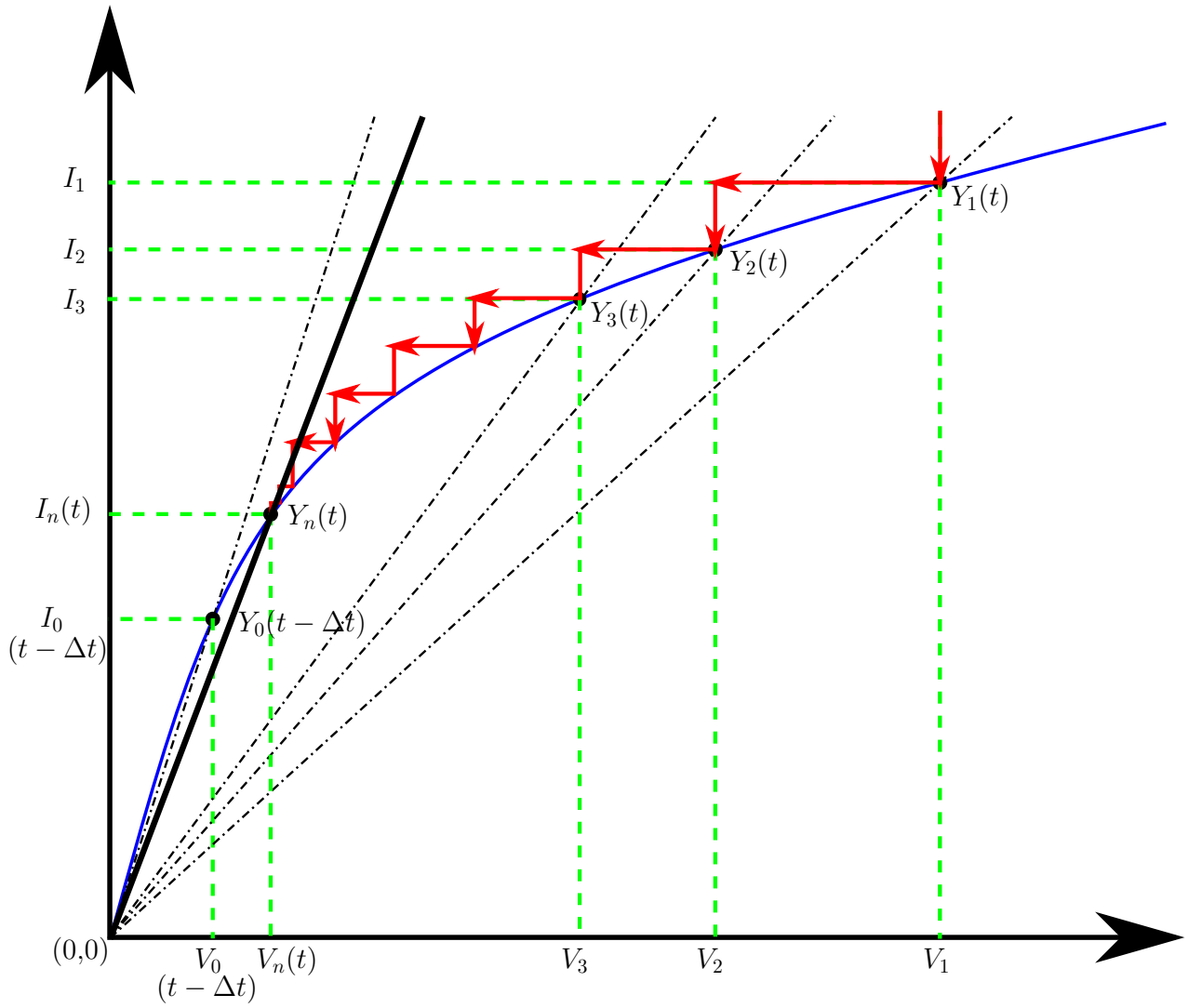


Figure C.1 Illustration de la méthode de point fixe implémentée dans EMTP-RV à l'aide d'une DLL.

ANNEXE D IMPLÉMENTATION DE $C_{th}(T)$ DANS EMTP-RV

Il est possible d'évaluer la capacité électrique équivalente à la capacité thermique en suivant les indications données au tableau 3.2 du chapitre 3.

Les lois générales du comportement d'un condensateur sont :

$$C(v) = \frac{dq(v)}{dv}\,, \tag{D.1}$$

qui définit la capacité du condensateur, et

$$i(t) = \frac{dq(v)}{dt}\,, \tag{D.2}$$

qui définit le courant électrique. On en déduit

$$i(t) = \frac{dq(v)}{dv(t)}\frac{dv(t)}{dt} = C(v)\frac{dq(v)}{dt}\,. \tag{D.3}$$

L'implémentation du condensateur non-linéaire dans EMTP-RV est également réalisée par le biais d'une DLL. On passe d'abord par la charge q pour revenir à la tension aux bornes du condensateur. EMTP-RV utilise deux méthodes d'intégration. Pour la première, une méthode trapézoïdale, on obtient la discrétisation suivante :

$$q(t) = i(t)\frac{\Delta t}{2} + i(t-\Delta t)\frac{\Delta t}{2} + q(t-\Delta t)\,. \tag{D.4}$$

En regroupant les termes historiques $(t-\Delta t)$ dans H on obtient :

$$q(t) = i(t)\frac{\Delta t}{2} + H\,. \tag{D.5}$$

Quant à la seconde méthode, de type "Backward Euler", on a la discrétisation suivante :

$$q(t) = i(t)\frac{\Delta t}{2} + q(t-\Delta t) = i(t)\frac{\Delta t}{2} + H\,. \tag{D.6}$$

La fonction qui définit la charge électrique par rapport à la tension v aux bornes du condensateur est continue par morceau. On peut donc approximer la capacité thermique équivalente avec $C = dq/dv$ pour chaque segment. On passe ensuite à un schéma électrique équivalent Norton (cf. figure D.1), que l'on peut insérer dans la matrice nodale augmentée avec :

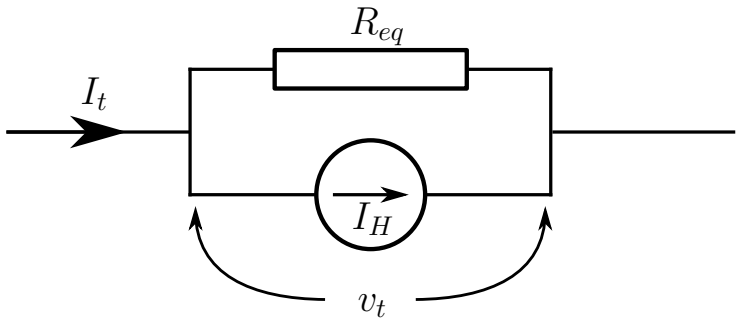


Figure D.1 Équivalent Norton d'un condensateur.

$$i(t) = \frac{2C}{\Delta t} v(t) + I_H \,, \tag{D.7}$$

où I_H représente les termes historiques, et $R_{eq} = \frac{\Delta t}{2C}$.

ANNEXE E CARACTÉRISTIQUES DE L'AMPLIFICATEUR IECO PA-400-350

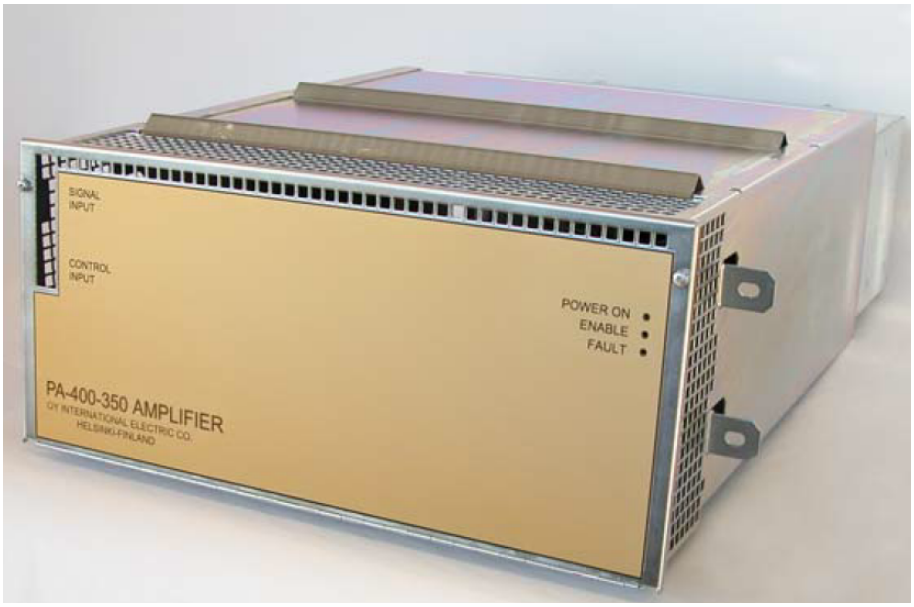


Figure E.1 Photographie d'un des amplificateurs disponibles au laboratoire.

Tableau E.1 Caractéristiques principales de l'amplificateur IECO PA-400-350

Caractéristiques techniques	valeurs
Courant max. en sortie	±400 A (25 ms)
Courant nominal	±200 Arms
Tension max. en sortie	±350 V
Puissance nominale	50 kW
Bande passante	10 kHz