

Évaluation des pertes d'un câble supraconducteur et de ses terminaisons pour le réseau ferroviaire à courant continu

Ghazi HAJIRI, Kévin BERGER, Jean LÉVÊQUE
Université de Lorraine, GREEN, F-54000 Nancy, France

RESUME - Au cours des dernières années, de nombreux projets visant à utiliser des câbles supraconducteurs pour résoudre des défis industriels ont émergé. En particulier, l'intégration des câbles supraconducteurs dans le réseau ferroviaire à courant continu. Cet article présente une analyse détaillée d'un câble supraconducteur unipolaire et des pertes occasionnées par les éléments qui lui sont associés. Le modèle utilisé reprend les caractéristiques d'un câble unipolaire à deux couches avec une couche écran, un courant nominal de 3 kA et une tension nominale de 1,5 kV. En outre, une étude couplée électromagnétique et thermique est présentée pour évaluer les pertes occasionnées par les terminaisons. Le courant circulant à travers le câble supraconducteur et les terminaisons est simulé à l'aide d'un modèle dynamique du réseau ferroviaire. De plus, une évaluation détaillée des pertes a été réalisée, accompagnée d'une nouvelle approche d'optimisation des terminaisons prenant en compte le courant réel simulé dans le câble. Cette approche a permis de réduire la consommation du système global de manière significative, atteignant une diminution de 37%.

Mots-clés—Câble supraconducteur, terminaisons, modélisation électromagnétique, modélisation thermique, électrification ferroviaire, efficacité énergétique.

1. INTRODUCTION

Le réseau ferroviaire alimenté en courant continu à une tension inférieure à 1,5 kV représente une proportion considérable de l'électrification des chemins de fer. Il s'étend sur une longueur de 5 904 km, soit environ un quart de l'électrification ferroviaire nationale [1]. La distance moyenne entre les sous-stations varie de 5 à 15 km, et la section des conducteurs aériens peut atteindre 1000 mm² [2]. Cependant, cette configuration à faible tension d'alimentation présente un inconvénient majeur, à savoir les chutes de tension le long des lignes, qui nécessitent la mise en place de sous-stations proches les unes des autres. Selon la norme NF EN 50163, le réseau ferroviaire doit toujours garantir une tension supérieure à 1000 V sur la ligne de traction. Par ailleurs, ce réseau est soumis à de nombreuses contraintes, notamment l'augmentation du trafic ferroviaire. En effet, le trafic ferroviaire a augmenté de 60% entre 1998 et 2008 et devrait encore augmenter de 4 fois d'ici 2030. Dans le même temps, la longueur des lignes ferroviaires n'a augmenté que de seulement 1,16% depuis 1997 [3]. De plus, l'insertion de sous-stations dans des zones à forte densité urbaine devient de plus en plus difficile. Pour éviter d'avoir à investir dans de nouvelles infrastructures tout en améliorant la qualité de l'alimentation électrique, en réduisant les

pertes d'énergie le long de la ligne dans un espace limité, il peut être intéressant d'installer des câbles électriques supraconducteurs. Cette solution repose sur l'utilisation de rubans supraconducteurs à haute température critique (HTC) de deuxième génération (2G), qui permettent de transmettre une quantité importante de courant avec des pertes extrêmement faibles en DC. Un ruban supraconducteur 2G couramment disponible sur le marché possède actuellement une densité de courant ingénieur J_e de l'ordre de 300 A/mm² à l'azote liquide (77 K) en champ propre, ce qui représente une capacité de transport de courant 300 fois supérieure à celle d'un conducteur en cuivre selon la norme DIN43671. De plus, cette technologie offre un système compact et flexible pouvant répondre aux fortes contraintes en milieu urbain. Tous ces avantages ont encouragé la SNCF à envisager une nouvelle solution basée sur l'utilisation de câbles supraconducteurs pour faire face aux contraintes énergétiques croissantes et à l'augmentation du trafic. En 2022, un nouveau projet appelé « SuperRail » a été lancé, visant à intégrer deux câbles supraconducteurs de 80 m de long à la gare Montparnasse à Paris. Ce projet concrétisera la première utilisation commerciale de câbles supraconducteurs sur le réseau Français, avec le soutien du gouvernement dans le cadre du programme France 2030 [4].

Dans ce contexte, cet article se concentre sur l'évaluation des pertes dans une installation supraconductrice pour le secteur ferroviaire. Par ailleurs, une optimisation fine de l'installation supraconductrice exige la simulation de paramètres indispensables tels que le câble supraconducteur, ses terminaisons et le réseau ferroviaire à courant continu. Le présent document repose sur une modélisation approfondie de l'ensemble du système électrique, dans le but de réduire la consommation d'énergie du système de refroidissement et d'en optimiser l'efficacité énergétique. Ce document, qui est divisé en plusieurs sections, présente une introduction et une conclusion, ainsi que trois sections principales. La section 2 porte sur la conception d'une installation supraconductrice, tandis que la section 3 traite de la modélisation multiphysique. Cette dernière comprend un Modèle par Éléments Finis du câble (MEFc), un Modèle par Éléments Finis de la terminaison du câble (MEFt) et un Modèle Électrique du réseau ferroviaire (MErf), qui permet de simuler les sous-stations, les trains et leur mouvement. La section 4 de cet article présente un cas d'étude réaliste mettant en scène plusieurs trains. Dans ce contexte, nous examinons les pertes engendrées par chaque composant de l'installation supraconductrice. De plus, nous introduisons une nouvelle

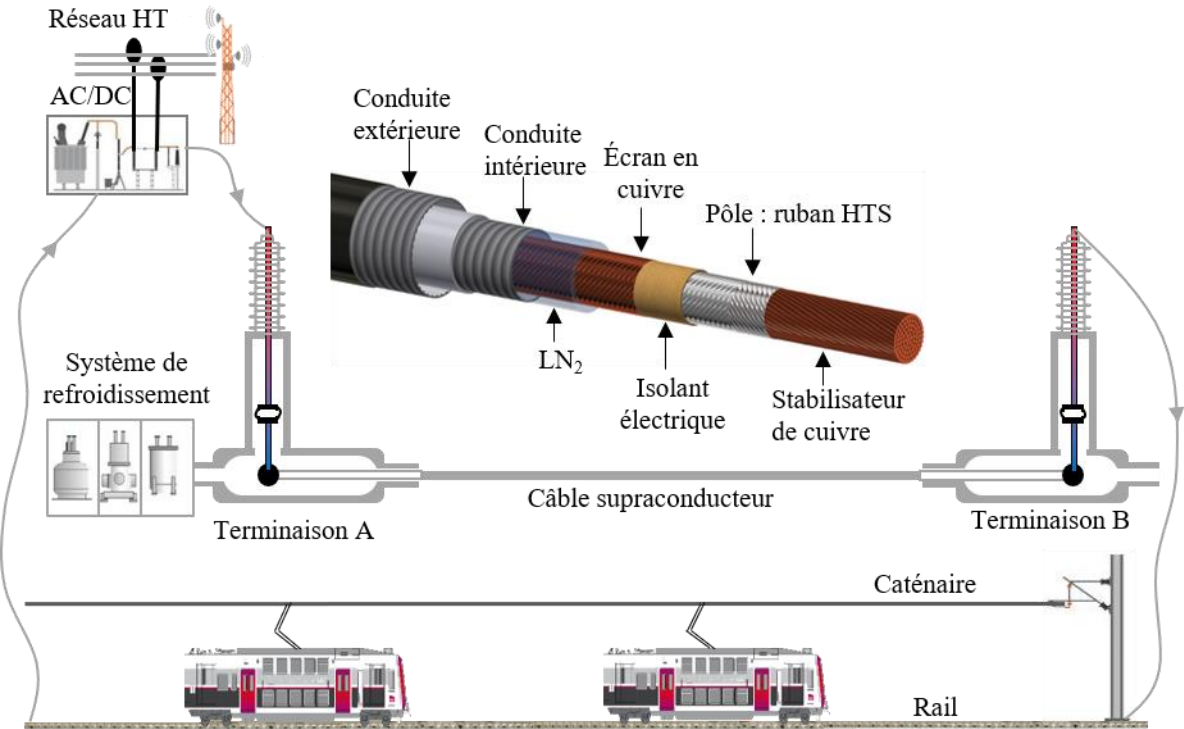


Fig. 1. Schéma représentant l'introduction d'un câble supraconducteur dans le réseau ferroviaire et vue 3D complète d'un câble coaxial supraconducteur avec ses différentes couches. Le retour du courant de traction se fait par les rails.

approche pour optimiser les terminaisons du câble supraconducteur spécifiquement dédié au réseau ferroviaire à courant continu.

2. DESCRIPTION D'UNE INSTALLATION SUPRACONDUCTRICE

Une installation supraconductrice pour des applications en réseau électrique se compose de plusieurs éléments, le principal étant le câble supraconducteur, comme indiqué dans la Fig. 1. Un câble HTC est constitué de plusieurs couches concentriques de rubans enroulés sur une âme en cuivre torsadé appelé "stabilisateur". Le dimensionnement du câble a été réalisé en utilisant l'algorithme exposé dans [5]. Le pôle du câble est disposé au-dessus de stabilisateur. Dans l'exemple considéré, le câble a une longueur de 100 m et il est constitué de 24 rubans supraconducteurs disposés sur deux couches pour un courant critique I_c total du câble de 4,4 kA, défini pour un champ électrique de $1 \mu\text{V}/\text{cm}$. Ce pôle est généralement recouvert de quelques millimètres de papier Kraft immergé dans l'azote liquide, utilisé pour ses bonnes propriétés isolantes et son comportement dans l'azote liquide. Pour un système ferroviaire DC de 1,5 kV, une épaisseur de papier de 1 à 2 mm est suffisante pour maintenir une distance d'isolation minimale dans toutes les conditions d'usage. La couche supérieure dénommée "écran" est constituée de plusieurs rubans en cuivre reliés à la terre aux extrémités du câble. Cet ensemble de couches est ensuite inséré dans un cryostat souple qui permet de faire circuler de l'azote à l'état liquide. Le refroidissement des câbles peut être réalisé soit à l'intérieur du câble lui-même (l'aller et retour de LN₂ se fait dans le même câble), soit en ajoutant une conduite externe pour assurer le retour de l'azote liquide [6]. Le deuxième élément d'une installation supraconductrice est le système de refroidissement incluant les pompes de circulation pour l'azote liquide. Son rôle principal est de maintenir la température du câble supraconducteur dans une plage de 68 à 78 K, ainsi qu'une plage de pression allant de 3 à 15 bars. Dans un câble HTC fonctionnant en courant continu, les principales pertes

proviennent du cryostat du câble et sont de l'ordre de 1,2 W/m. Enfin, une installation supraconductrice nécessite aussi des terminaisons qui sont situées à chaque extrémité du câble et assurent le raccordement du câble au réseau électrique. Elles permettent également la connexion entre les différentes conduites d'azote liquide, et font le lien entre les éléments à chaud et à froid du système.

3. MODELISATION D'UNE INSTALLATION SUPRACONDUCTRICE

Dans cette section nous présentons les différents modèles utilisés lors de la simulation du système complet. Le premier modèle MEFc a pour but d'établir les pertes dynamiques du câble en utilisant une méthode de calcul électromagnétique basée sur la formulation **T-A** des équations de Maxwell [7], [8]. Il s'agit de la formulation la plus efficace pour les rubans supraconducteurs et elle offre à la fois un bon temps de calcul et

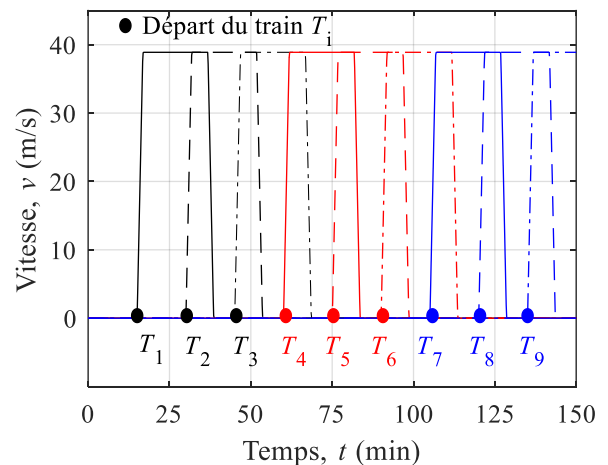


Fig. 2. Profil dynamique (vitesse) des trains en fonction du temps, les instants T_1 , T_2 , T_3 , T_4 , T_5 , T_6 , T_7 , T_8 , T_9 représentent le départ des trains.

une bonne précision des résultats par rapport à la formulation **H** existante [9]. Le potentiel vecteur de courant **T** est exclusivement résolu dans le domaine supraconducteur Ω_{HTS} (couche supraconductrice de chaque bande individuelle), tandis que le potentiel vecteur magnétique **A** est résolu dans le domaine complémentaire appelé air ou domaine Ω_A . Le domaine de l'air est constitué de clusters ou de tout autre matériau qui n'est pas le matériau supraconducteur. La densité de courant **J** du supraconducteur est déduite à partir de $\mathbf{J} = \nabla \times \mathbf{T}$. Le champ électrique **E** est déterminé à travers l'induction magnétique **B** par la loi de Faraday. Par ailleurs, une étude des courants induits et des pertes électriques de la couche de blindage « écran » est prise en compte. Ce modèle MEFc prend également en compte les paramètres électriques non linéaires liés à la supraconductivité, tels que la loi de puissance $E(J)$ [10] et la dépendance de la densité de courant critique $J_c(B, \theta)$ en fonction du champ magnétique et de son angle d'application [11].

Le second modèle MEFt vise à représenter assez finement le comportement électromagnétique et thermique des terminaisons. En effet, elles sont le siège de pertes multiples : principalement par conduction thermique et par effet Joule. Le refroidissement de la terminaison est pris en compte à travers un flux convectif dépendant de la température $q_0(T)$, le choix de ce flux de refroidissement sera discuté dans la sous-section 4.2. Les propriétés thermiques et électriques des matériaux utilisés dans ce document tel que le cuivre, l'aluminium et le laiton sont indiquées dans [12] et dépendent bien évidemment de la température.

Le dernier modèle MERf prend en compte les trois composantes principales du réseau électrique ferroviaire : les sous-stations, les trains et l'évolution de l'impédance des lignes avec le déplacement des trains. Le modèle de la sous-station contient un transformateur dont les enroulements primaires sont alimentés par une tension ligne de 20 kV, générant une puissance de 4,5 MW en charge. En outre, un pont de Graetz à double diode à 1,5 kV de tension nominale et 3 kA de courant nominal continu est présent. Une inductance à la sortie de la sous-station est introduite pour lisser la variation du courant (di/dt) due aux transitoires induits par l'accélération et la décélération du train. Le calcul de la puissance électrique des trains est obtenu à partir du calcul de la somme des forces de traction nécessaire pour assurer son déplacement et de la puissance électrique des auxiliaires (éclairage, climatisation, etc.). La gestion des impédances de ligne est calculée à chaque pas de temps en fonction de la position du train pendant sa mission afin de tenir compte du mouvement des trains vis-à-vis du réseau électrique [7].

4. ETUDE DE CAS

Le scénario du cas d'étude se déroule autour du départ de neuf trains à partir du point de raccordement du câble HTS, voir Fig. 2. Les départs des trains sont espacés de 15 minutes. Chaque train quitte la sous-station en accélérant à 70 km/h/min pendant 2 minutes, puis maintient une vitesse constante de 140 km/h pendant 20 minutes. Au bout de 65 secondes, le train quitte le tronçon de 700 mètres alimenté par le câble HTC et sa consommation électrique est alors prélevée sur une autre sous-station. La décélération du train est ensuite de 70 km/h/min pendant 2 minutes. Avant le départ du train, un processus de stationnement est considéré, consistant en trois phases distinctes. La première phase, appelée de Pré-Conditionnement (PC), implique une puissance d'alimentation de 450 kW pour le train pendant une période de 30 minutes. La deuxième phase est la période de transition entre le régime de Pré-Conditionnement et

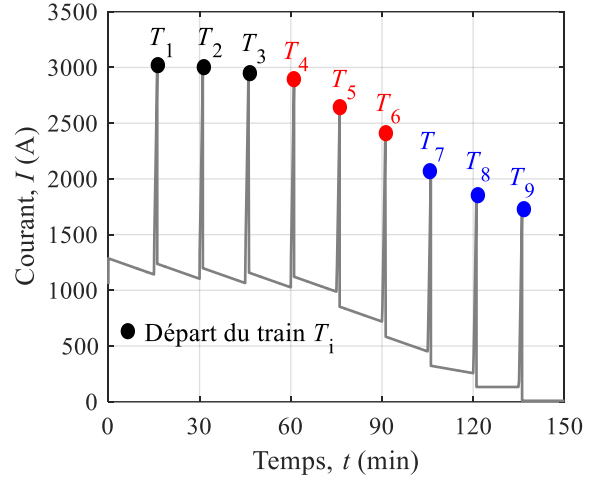


Fig. 3. Courant circulant dans le câble supraconducteur en fonction du temps, les instants $T_1, T_2, T_3, T_4, T_5, T_6, T_7, T_8, T_9$ représentent le départ des trains.

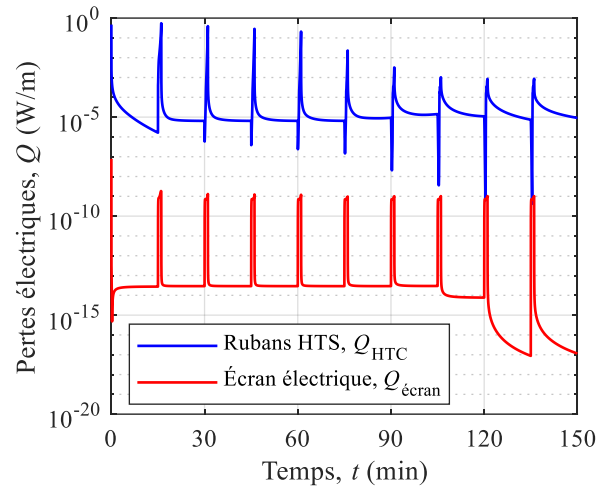


Fig. 4. Pertes électriques du câble supraconducteur et de l'écran résistif en fonction du temps.

le régime de Maintenance de Service (MS), au cours de laquelle la puissance du train diminue linéairement pendant 60 minutes jusqu'à ce qu'elle atteigne 210 kW, soit la puissance requise pour assurer le régime MS. Dans la simulation, à $t = 0$, seuls cinq trains sont alimentés. Le train T_1 est considéré comme étant en régime MS, tandis que le train T_2 est en phase de transition entre le régime PC et le régime MS, consommant alors une puissance de 330 kW. Par ailleurs, les trains T_3, T_4 et T_5 sont en régime de PC. Après le départ de chaque train T_1, T_2, T_3, T_4 , un nouveau train est alimenté par la sous-station, respectivement T_6, T_7, T_8 et T_9 . La Fig. 3 illustre l'évolution temporelle du courant dans le câble supraconducteur. À chaque accélération des trains, un pic de courant apparaît, pouvant atteindre 3 kA lors du départ du premier train notamment.

Les pertes électriques dans les rubans supraconducteurs et l'écran résistif sont représentées sur la Fig. 4. L'ensemble de ces pertes est inférieur à 0,5 W en moyenne durant le cycle de fonctionnement, ce qui demeure négligeable en comparaison des pertes du cryostat, évaluées à 120 W pour un câble de 100 m. La Fig. 5 montre un exemple de distributions de la norme de la densité de courant $|J|$ divisée par la densité de courant critique J_c dans les couches supraconductrices calculé par MEFc à $t = 85$ min. On observe que le courant est distribué de manière non uniforme dans les couches supraconductrices. Cette répartition résulte du comportement non linéaire de la résistivité

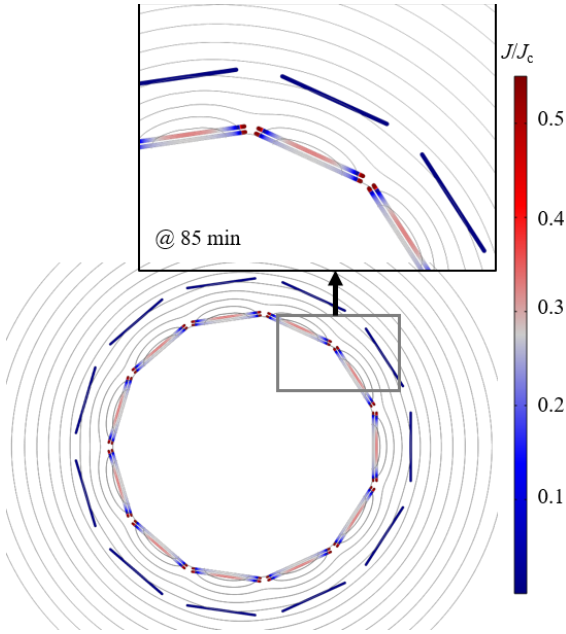


Fig. 5. Vue 2D du rapport entre la norme de la densité de courant et la densité de courant critique J/J_c , ainsi que de la distribution des lignes de champ magnétique dans le câble à $t = 85$ min.

du supraconducteur. En effet, lorsque le courant de transport est inférieur au courant critique I_c du câble, le courant commence à pénétrer les couches supraconductrices des deux extrémités jusqu'à atteindre le centre du ruban pour des valeurs proches de I_c . Par ailleurs, les lignes de champ magnétique font apparaître une composante perpendiculaire aux rubans non négligeable due à l'espace présent entre les rubans notamment.

Nous pouvons constater que pour un câble supraconducteur fonctionnant sur un réseau à courant continu, les pertes du cryostat du câble sont prédominantes. Certaines solutions existent pour réduire ces pertes, au détriment du diamètre extérieur du câble. On peut évoquer l'ajout de couches de super-isolant ou l'amélioration de la qualité du vide séparant la paroi intérieure et extérieure du cryostat du câble. Réduire davantage ces pertes est très difficile et nécessiterait le développement de solutions qui ne sont pas industrialisées aujourd'hui. Par conséquent, les seules pertes restant à optimiser afin de réduire les pertes dans l'installation d'un câble HTC sont celles des terminaisons.

4.1. Pertes des terminaisons

Comme mentionné précédemment, la terminaison d'un câble supraconducteur est le lieu où différentes pertes se produisent. Il y a les pertes Joule associées au conducteur résistif, ainsi que les pertes par conduction. En effet, la terminaison est constamment connectée à deux températures différentes à chaque extrémité. L'une est à la température ambiante du réseau électrique (supposée à 300 K), tandis que l'autre est à la température cryogénique de 68 K dans notre cas. Par conséquent, un flux de chaleur est transféré en direction du câble. Les pertes du cryostat de la terminaison constituent également une source de pertes supplémentaire. Dans notre application à basse tension de 1,5 kV, les terminaisons sont relativement petites par rapport aux câbles à haute tension. Ces pertes sont estimées à environ 20 W par terminaison et ne peuvent être diminuées facilement. C'est pourquoi nous nous intéressons ici principalement à la réduction des pertes Joule et thermiques par conduction. Les paramètres permettant de réduire les pertes des terminaisons sont donc la section transversale de conducteur, la nature du matériau et sa longueur. La Fig. 6 montre les pertes d'une terminaison en

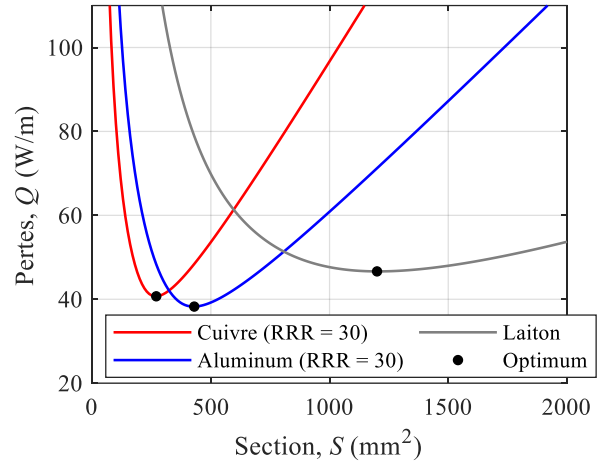


Fig. 6. Pertes d'une terminaison par mètre en fonction de la section du conducteur, pour un courant de transport égal à 1 kA et en régime adiabatique.

fonction de la section du conducteur pour un courant nominal égal à 1 kA et pour trois matériaux différents : cuivre, aluminium et laiton. Dans cet exemple, il n'y a pas d'échange de chaleur entre le conducteur et son environnement extérieur, i.e. régime adiabatique. La Fig. 6 montre qu'un compromis est nécessaire afin d'optimiser la section du conducteur. En effet, la diminution de la section du conducteur engendre une augmentation des pertes de la terminaison à cause des pertes par effet Joule, tandis que l'augmentation de la section du conducteur augmente également les pertes de la terminaison à cause des pertes par conduction thermique. Il y a donc un compromis à trouver pour minimiser les pertes. Le point optimal pour les trois matériaux est atteint à 40,7 W/m, 38,2 W/m et 46,6 W/m pour des sections de 270 mm² en cuivre, 430 mm² en aluminium et 1200 mm² en laiton respectivement. Globalement, l'utilisation de l'aluminium réduit légèrement le point optimal par rapport au cuivre, avec une différence de 2,5 W/m. Cependant, une section plus importante est nécessaire pour l'aluminium, ce qui aura tendance à grossir la taille du cryostat et donc à augmenter les pertes par rayonnement de celui-ci. Par conséquent, nous avons choisi de conserver le cuivre comme matériau dans notre étude.

Dans le but de simuler un scénario plus réaliste, une partie du conducteur de la terminaison est immergée dans de l'azote liquide. Le niveau d'immersion dans l'azote liquide peut varier en fonction de la conception de la terminaison [18]. Dans cette étude, nous avons considéré que la moitié du conducteur de la terminaison se trouve dans l'azote liquide. En outre, afin de tenir compte de ce refroidissement, nous avons exploité les différentes mesures de flux de chaleur actuellement disponibles entre un solide et l'azote liquide dans la littérature et représentées sur la Fig. 7. Il est complexe de comparer ces résultats car ils dépendent de plusieurs paramètres tels que la forme et la géométrie des échantillons, du niveau d'immersion de l'échantillon, ainsi que de son orientation dans le bain d'azote liquide, e.g. verticale ou horizontale. Dans notre processus de dimensionnement de la terminaison, nous avons défini à l'aide de la Fig. 7 un flux de chaleur convectif minimum q_{0min} (en rouge) afin d'obtenir une surestimation des pertes des terminaisons. Comme le montre la Fig. 8, en tenant compte de ce refroidissement les pertes minimales d'une terminaison ont été réduites par deux, de même que la section du conducteur. Ces pertes sont maintenant égales à 20 W/m pour une section de cuivre que nous dirons optimale de 140 mm². Basé sur le même principe d'optimisation des terminaisons, deux méthodes de conception des terminaisons sont maintenant discutées :

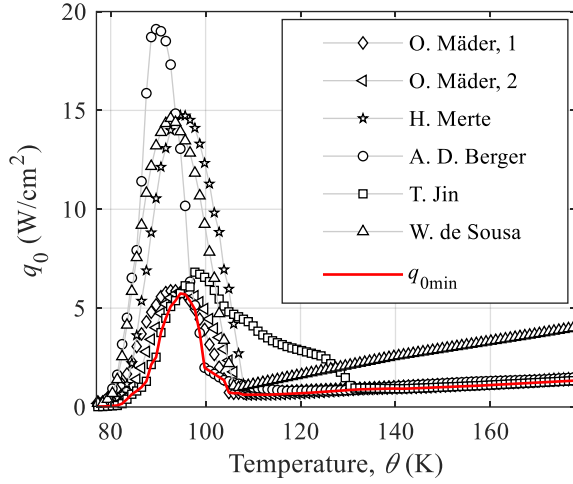


Fig. 7. Revue des flux de chaleur mesurés entre un solide et de l'azote liquide à 77,3 K : O. Mäder, 1 [13], O. Mäder, 2 [13], H. Merte [14], A. D. Berger [15], T. Jin [16], W. de Sousa [17].

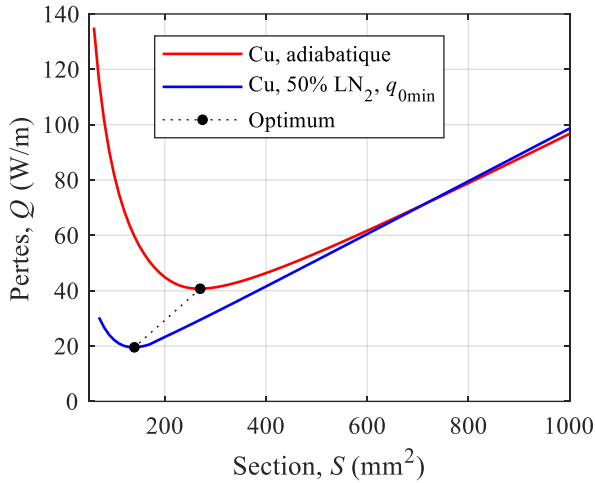


Fig. 8. Pertes d'une terminaison par mètre en fonction de la section du conducteur, pour un courant de transport égal à 1kA pour un régime adiabatique et un refroidissement de 50% du conducteur en cuivre.

- La première notée « Design#1 » est basée sur l'optimisation de la terminaison pour un courant de fonctionnement égal au courant nominal de la sous-station, c'est-à-dire de 3 kA, soit une section optimale de conducteur de 410 mm².

- La deuxième notée « Design#2 » est basée sur l'optimisation de la terminaison pour un courant de fonctionnement égal au courant moyen I_{moy} prédit par le modèle présenté dans la section 3 et illustré sur la Fig. 3. I_{moy} est égal à 1 kA, soit une section optimale de conducteur de 140 mm².

La Fig. 9 présente l'évolution des pertes d'une terminaison au cours du temps pour les deux Design#1 et #2 et pour le cycle de fonctionnement illustré par la Fig. 3. On constate que les pertes électriques et thermiques moyennes d'une seule terminaison s'élèvent à 142 W pour le Design#1 et à 58 W pour le Design#2. En effet, l'utilisation de la valeur moyenne du courant plutôt que la valeur nominale permet de réduire la section du conducteur et, par conséquent, de réduire les pertes par conduction. Une réduction de 59,2% des pertes de la terminaison peut ainsi être obtenue.

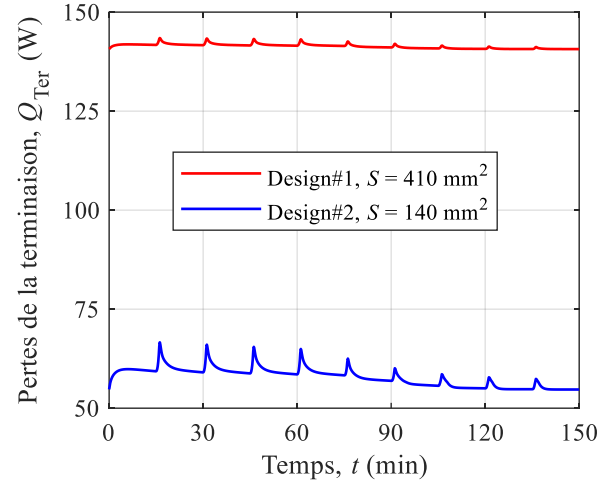


Fig. 9. Pertes d'une terminaison en fonction du temps pour le cycle de fonctionnement illustré sur la Fig. 3.

4.2. Choix de la source froide et consommation d'énergie

Dans cette section, nous cherchons à évaluer la consommation d'énergie globale du système en incluant le système de refroidissement et pour les deux cas Design#1 et #2. Le tableau 1 résume les pertes moyennes de l'ensemble du système de câble supraconducteur pour le cas étudié et la consommation totale d'énergie ramenée à température ambiante, en y incluant le système de refroidissement. Pour un système supraconducteur avec des terminaisons basées sur le Design#1, les pertes totales sont en moyenne égales à 444,5 W, et les pertes générées par les terminaisons représentent 73% des pertes totales du système, comme le montre la Fig. 10. En revanche, avec les terminaisons basées sur le Design#2, on obtient des pertes totales du système réduites à 276,5 W. En outre, selon la Fig. 11, les pertes causées par les terminaisons du Design#2 ne représentent plus que 57% des pertes totales du système.

Tableau 1. Pertes moyennes de l'ensemble du système de câble supraconducteur pour le cas d'étude et consommation d'énergie en y incluant le système de refroidissement.

Composant	Type de pertes	Design#1	Design#2
Cable supraconducteur	Cryostat	120 W	
	Electrique	0.5 W	
1x terminaison	Cryostat	20 W	
	Electrique et thermique	142 W	58 W
Total		444.5 W	276.5 W
Consommation d'énergie à T ambiant	Pulse Tube à un étage	22.2 kWh	13.8 kWh
	Stirling	20.3 kWh	12.6 kWh
	Turbo-Brayton	12.9 kWh	8 kWh

La consommation énergétique globale du système dépend fortement du choix de la source froide du câble, i.e. du type de système de refroidissement. Par ailleurs, le choix de la source froide repose sur des critères tels que : la température de fonctionnement, la taille, la puissance, le coût de maintenance et la durée de vie. Dans le contexte du refroidissement des câbles supraconducteurs avec de l'azote liquide, nous avons comparé la consommation d'énergie de différents systèmes de refroidissement, à savoir : un cryogénérateur Pulse Tube à un étage [19], un cryogénérateur Stirling [20] et une machine à grande vitesse telle que le Turbo-Brayton [21]. Selon le tableau 1, le Turbo Brayton reste le système le plus économique en termes de refroidissement, avec une consommation de 8 kWh pour le cas Design#2, tandis que le Pulse Tube et le Stirling

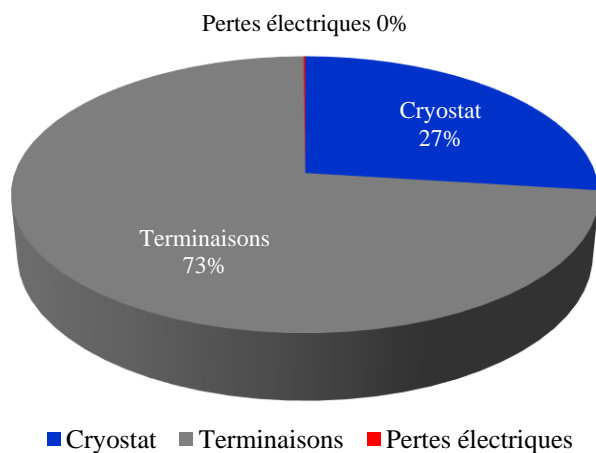


Fig. 10. Évaluation des pertes du câble supraconducteur et de ses terminaisons pour le Design#1.

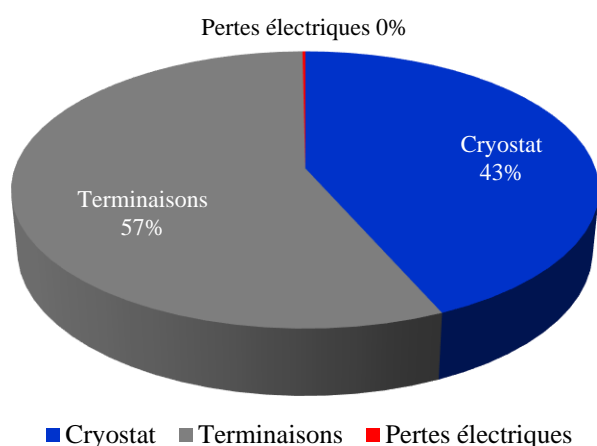


Fig. 11. Évaluation des pertes du câble supraconducteur et de ses terminaisons pour le Design#2.

consomment respectivement 12,6 kWh et 13,8 kWh. Il convient de souligner que le Pulse Tube n'est pas une solution viable pour des câbles d'une longueur supérieure à 1 km, étant donné que cette technologie ne peut fournir actuellement qu'une puissance de refroidissement limitée, de l'ordre de quelques kilowatts. Dans ce cas, il est donc préférable d'utiliser des systèmes tels que les machines Stirling et Turbo-Brayton.

5. CONCLUSION

Dans cette étude, nous avons réalisé une évaluation des pertes d'une installation supraconductrice pour un cas réel d'application sur un réseau ferroviaire DC à 1,5 kV. Trois modèles ont été développés, dont deux modèles par éléments finis (MEFc et MEFT) pour le câble et les terminaisons respectivement, ainsi qu'un modèle de type circuit électrique MErf pour évaluer le comportement dynamique du câble dans le réseau ferroviaire.

En outre, une étude de cas d'un scénario ferroviaire a été menée pour évaluer les pertes de l'installation supraconductrice dans son ensemble. Dans cette partie, une nouvelle approche d'optimisation des terminaisons a été proposée et comparée à une optimisation classique. Les résultats ont montré que cette approche permettait de réduire de l'ordre de 37% les pertes totales du système. De plus, la consommation énergétique

globale du système à température ambiante a été examinée en considérant différents systèmes de refroidissement pour le câble. L'utilisation d'un Turbo-Brayton a été étudiée, révélant une consommation de 12,9 kWh pour le Design#1 et de 8 kWh pour le Design#2.

En conclusion, cette étude a mis en évidence certains points importants. D'une part, une approche optimisée de la terminaison peut conduire à une réduction significative des pertes totales du système. D'autre part, le choix judicieux du système de refroidissement, tel que le Turbo-Brayton, peut contribuer à réduire encore la consommation d'énergie du système. Ces résultats ouvrent de nouvelles perspectives pour l'optimisation des installations supraconductrices dans les réseaux ferroviaires, en favorisant une meilleure efficacité énergétique et une réduction des pertes.

6. REMERCIEMENTS

Ce travail est financé par le programme France 2030 par l'intermédiaire de Banque Publique d'Investissement (BPI). Les auteurs souhaitent également exprimer leur gratitude à tous les partenaires du projet SuperRail, à savoir SNCF Réseau, Nexans, Absolut System et CentraleSupélec, pour leurs discussions constructives et les informations qu'ils nous ont fournies sur le réseau de traction français et les trains. Leur contribution a été essentielle pour mener à bien cette étude.

7. REFERENCES

- [1] A. Steimel, « Under Europe's incompatible catenary voltages a review of multi-system traction technology », in *Railway and Ship Propulsion 2012 Electrical Systems for Aircraft*, oct. 2012, p. 1-8. doi: 10.1109/ESARS.2012.6387460.
- [2] J. Fabre *et al.*, « Characterization and Implementation of Resonant Isolated DC/DC Converters for Future MVdc Railway Electrification Systems », *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, vol. 7, n° 2, p. 854-869, juin 2021, doi: 10.1109/TTE.2020.3033659.
- [3] J.-L. Legrand, « Écomobilité dans la transition énergétique », *Ressources énergétiques et stockage*, mars 2020, doi: 10.51257/a-v1-be6002.
- [4] « Le Gouvernement annonce les 7 premiers lauréats de l'Appel à Manifestation d'Intérêt (AMI) du CORIFER », *Ministères Écologie Énergie Territoires*. <https://www.ecologie.gouv.fr/gouvernement-annonce-7-premiers-laureats-lappel-manifestation-dinteret-ami-du-corifer> (consulté le 14 mai 2023).
- [5] G. Hajiri, K. Berger, R. Dorget, J. Lévêque, et H. Caron, « Thermal and Electromagnetic Design of DC HTS Cables for the Future French Railway Network », *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 31, n° 5, p. 1-8, août 2021, doi: 10.1109/TASC.2021.3059598.
- [6] G. Hajiri, K. Berger, R. Dorget, J. Lévêque, et H. Caron, « Design and modelling tools for DC HTS cables for the future railway network in France », *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 35, n° 2, p. 024003, janv. 2022, doi: 10.1088/1361-6668/ac43c7.
- [7] G. Hajiri, K. Berger, F. Trillaud, J. Lévêque, et H. Caron, « Impact of Superconducting Cables on a DC Railway Network », *Energies*, vol. 16, n° 2, Art. n° 2, janv. 2023, doi: 10.3390/en16020776.
- [8] F. Trillaud, G. dos Santos, et G. Gonçalves Sotelo, « Essential Material Knowledge and Recent Model Developments for REBCO-Coated Conductors in Electric Power Systems », *Materials*, vol. 14, n° 8, Art. n° 8, janv. 2021, doi: 10.3390/ma14081892.
- [9] F. Huber, W. Song, M. Zhang, et F. Grilli, « The T-A formulation: an efficient approach to model the macroscopic electromagnetic behaviour of HTS coated conductor applications », *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 35, n° 4, p. 043003, mars 2022, doi: 10.1088/1361-6668/ac5163.
- [10] J. Duron, F. Grilli, B. Dutoit, et S. Stavrev, « Modelling the E-J relation of high-Tc superconductors in an arbitrary current range », *Physica C: Superconductivity*, vol. 401, n° 1-4, p. 231-235, janv. 2004, doi: 10.1016/j.physc.2003.09.044.
- [11] S. C. Wimbush et N. M. Strickland, « A Public Database of High-Temperature Superconductor Critical Current Data », *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 27, n° 4, p. 1-5, juin 2017, doi: 10.1109/TASC.2016.2628700.
- [12] B. Baudouy, G. Defresne, P. Duthil, et J.-P. Thermeau, « Propriétés des matériaux à basse température », *Froid industriel*, oct. 2014, doi: 10.51257/a-v1-be9811.

- [13] O. Mäder, « Simulationen und Experimente zum Stabilitätsverhalten von HTSL-Bandleitern », 2012. <https://publikationen.bibliothek.kit.edu/1000028713> (consulté le 14 mai 2023).
- [14] H. Merte, « Incipient and steady boiling of liquid nitrogen and liquid hydrogen under reduced gravity », 1970, Consulté le: 14 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: <http://deepblue.lib.umich.edu/handle/2027.42/6581>
- [15] A. D. Berger, « Stability of superconducting cables with twisted stacked YBCO coated conductors », févr. 2011, Consulté le: 14 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://dspace.mit.edu/handle/1721.1/93343>
- [16] T. Jin, J. Hong, H. Zheng, K. Tang, et Z. Gan, « Measurement of boiling heat transfer coefficient in liquid nitrogen bath by inverse heat conduction method », *J. Zhejiang Univ. Sci. A*, vol. 10, n° 5, p. 691-696, mai 2009, doi: 10.1631/jzus.A0820540.
- [17] W. T. B. De Sousa, A. Polasek, R. Dias, C. F. T. Matt, et R. De Andrade, « Thermal–electrical analogy for simulations of superconducting fault current limiters », *Cryogenics*, vol. 62, p. 97-109, juill. 2014, doi: 10.1016/j.cryogenics.2014.04.015.
- [18] L. Ren, Y. Tang, J. Shi, et F. Jiao, « Design of a Termination for the HTS Power Cable », *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 22, n° 3, p. 5800504-5800504, juin 2012, doi: 10.1109/TASC.2012.2191482.
- [19] A. Caughley *et al.*, « Commercialisation of Pulse Tube cryocoolers to produce 330 W and 1000 W at 77 K for liquefaction », *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.*, vol. 101, n° 1, p. 012060, nov. 2015, doi: 10.1088/1757-899X/101/1/012060.
- [20] M. Hanes, « Performance and Reliability Improvements in a Low-Cost Stirling Cycle Cryocooler », in *Cryocoolers 11*, R. G. Ross, Éd., Boston, MA: Springer US, 2002, p. 87-95. doi: 10.1007/0-306-47112-4_11.
- [21] S. Ozaki, H. Hirai, M. Hirokawa, et H. Kobayashi, « Development of 10 kW turbo-Brayton refrigerator for HTS power applications », *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.*, vol. 502, n° 1, p. 012008, avr. 2019, doi: 10.1088/1757-899X/502/1/012008.