

Stockage d'énergie par supraconducteurs et lanceur électromagnétique S3EL

Jérémie CICERON, Arnaud BADEL, Pascal TIXADOR

Institut Néel, G2ELab CNRS/Université Grenoble Alpes

RESUME - Les supraconducteurs permettent la réalisation de systèmes de stockage d'énergie appelés SMES, intéressants en tant que sources impulsives inductives et bien adaptés à l'alimentation de lanceurs électromagnétiques à rails. Les performances en tenue au champ magnétique et en stabilité thermique des supraconducteurs de dernière génération, dits REBCO, permettent d'élargir le domaine d'application des SMES. Le projet BOSSE vise à développer la maîtrise et l'utilisation de ces conducteurs à travers la fabrication de deux démonstrateurs. Le premier est un SMES à haute densité d'énergie. Les performances des rubans REBCO permettent de largement réduire la masse et le volume des SMES. Une réflexion a été menée pour tirer le meilleur parti des rubans REBCO et déterminer la topologie la plus adaptée pour atteindre notre objectif, qui est de battre le record de la densité d'énergie massique d'une bobine supraconductrice. Cet objectif rentre en conflit avec les stratégies de protection classiques des bobines supraconductrices et une approche différente est proposée.

Le deuxième objectif du projet BOSSE est de construire un démonstrateur échelle réduite d'un lanceur S3EL, qui intègre le SMES autour du lanceur et tire parti du champ généré pour augmenter la poussée du projectile. Le principe et le design du S3EL sont présentés.

Mots-clés : Supraconductivité, REBCO, SMES, stockage d'énergie, lanceur électromagnétique, S3EL.

1. MOTIVATION

1.1. Principe d'un SMES

Les supraconducteurs ont la propriété de présenter une résistivité nulle quand ils sont refroidis en-dessous d'une température critique T_c . Ainsi, si on alimente un bobinage supraconducteur puis qu'on le court-circuite sur lui-même, le courant n'est pas dissipé par effet Joule, et l'énergie magnétique est conservée quasiment indéfiniment. C'est le principe du stockage inductif supraconducteur, couramment appelé par son acronyme anglais SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage).

L'énergie stockée E_{mag} peut être exprimée en fonction de l'inductance L et du courant I ou bien de l'intégrale dans l'espace du produit du champ magnétique H par l'induction magnétique B suivant (1).

$$E_{mag} = \frac{1}{2} LI^2 = \frac{1}{2} \iiint_{\text{Espace}} BH \, dx dy dz \quad (1)$$

L'énergie stockée est restituée quand on ouvre le court-circuit de la bobine sur une charge. Les SMES présentent des densités d'énergie faibles par rapport aux batteries mais des densités de puissance élevées. De plus ils peuvent présenter de bons rendements de cyclage (97%). Ce sont des stockages directs d'électricité à l'instar des condensateurs dont ils sont l'élément dual. Ils peuvent cependant présenter des densités d'énergie largement supérieures aux bancs de capacités. Théoriquement avec les Supraconducteurs Haute Température Critique (SHTC), on peut envisager des SMES avec des densités volumiques d'énergie 30 à 50 fois supérieures à celle des condensateurs actuels. Les SHTC de seconde génération de type REBCO (Rare Earth, Barium, Copper Oxyde) déposés en couches minces sont à ce jour les supraconducteurs les plus performants. Ils permettent d'améliorer largement les performances des SMES en termes de poids, volume, stabilité thermique et ainsi d'élargir leur domaine d'application. Malgré leur température critique élevée (90 K), ils sont généralement utilisés à 4,2°K (bain d'hélium liquide) car plus un supraconducteur est refroidi, plus sa capacité de transport de courant augmente. Les conducteurs REBCO sont disponibles commercialement sous la forme de rubans plats d'une centaine de microns d'épaisseur.

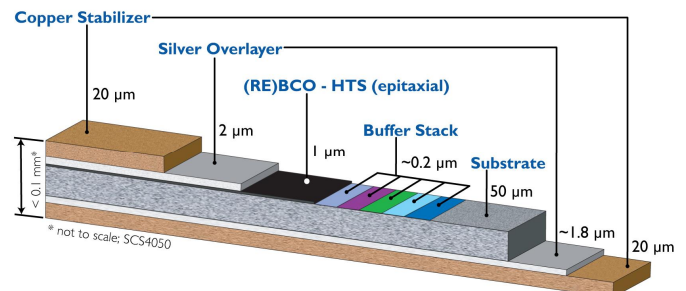


Fig.1 Exemple d'une coupe d'un ruban SHTC REBCO, données SuperPower® [1]. L'épaisseur est de 100µm. Les largeurs standards sont généralement 4mm, 6mm et 12mm.

La combinaison d'une densité d'énergie modeste avec une très forte densité de puissance conduit naturellement à envisager les SMES en tant que source de courant impulsif, utilisée seule pour l'alimentation de charges pulsées, ou reliée au réseau pour pallier à des micro défauts d'alimentation [2].

1.2. Application visée

Depuis 2004, un programme de développement de SMES a été mené au CNRS Grenoble [3] pour envisager des SMES SHTC comme source d'alimentation pour lanceurs électromagnétiques. Un lanceur électromagnétique à rails, couramment appelé « railgun » en anglais, est constitué de deux rails parallèles entre lesquels un projectile établit un contact électrique glissant. Un fort courant électrique circulant dans les rails et le projectile accélère le projectile, selon le même principe que celui de la célèbre expérience du rail de Laplace (2).

$$\vec{F} = I \vec{\ell} \times \vec{B} \quad (2)$$

où ℓ est la distance entre les rails, I le courant parcourant le projectile et B l'induction magnétique au niveau du projectile.

Ces lanceurs (Voir Fig. 2) permettent d'atteindre des vitesses de projectiles supérieures à celles des canons conventionnels à poudre et font l'objet de recherches dans plusieurs pays. Le lanceur PEGASUS de 10MJ développé à l'ASL atteint une vitesse de 2000m/s pour un courant de 1MA. [4]

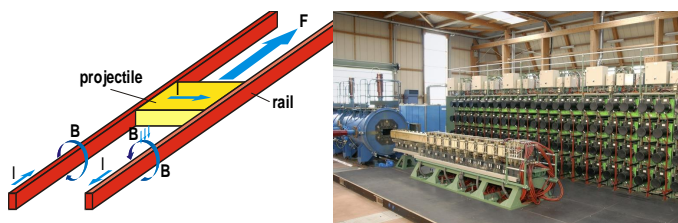


Fig. 2 Schéma d'un lanceur électromagnétique à rails et lanceur à rails PEGASUS de 10 MJ.

Ces lanceurs sont généralement alimentés par des bancs de condensateurs très volumineux, du fait de leur faible densité d'énergie d'une part, et du faible rendement de la chaîne de conversion d'autre part. Un SMES, source impulsionnelle inductive, est particulièrement adapté à l'alimentation d'un lanceur électromagnétique à rail [5].

De plus, il est possible d'augmenter la valeur du champ B entre les rails du lanceur grâce à des bobinages additionnels parallèles aux rails et ainsi d'augmenter la force propulsive appliquée au projectile : on parle alors de lanceur augmenté.

Le concept S3EL (Superconducting Self-Supplied Electromagnetic Launcher) [6] combine l'alimentation par SMES avec le principe du lanceur augmenté. L'énergie nécessaire au tir du lanceur est stockée dans des bobinages dipôle entourant les rails, puis est déchargée dans ceux-ci. Le champ magnétique généré par les bobines augmente la force propulsive et donc la vitesse de sortie du projectile. Elle permet également de réduire le courant nécessaire pour une même vitesse de sortie. Ce concept permet au final d'alléger et de compacter la chaîne d'alimentation du lanceur. Enfin, les bobines étant magnétiquement couplées au rail, une partie de l'énergie de magnétisation des rails est récupérée par les bobines supraconductrices à la fin du tir, permettant d'améliorer le rendement global d'un lancement et de réduire l'énergie dissipée dans l'arc électrique créé à la sortie du projectile.

Cependant, la réalisation d'un tel dispositif à échelle réelle représente un défi considérable car le courant de fonctionnement d'un lanceur est dans la gamme de plusieurs dizaines à quelques centaines de kA, voir plusieurs MA pour des lanceurs de très grande taille. Il est impossible d'atteindre de tels courants à l'heure actuelle avec des conducteurs SHTC car ceux-ci sont difficiles à assembler sous forme de câble vu leurs section (ruban très fin, voir Fig. 1) [7],[8]. Une solution intermédiaire peut alors être d'utiliser le SMES comme source tampon, permettant la

recharge rapide d'un banc de condensateurs qui n'est alors dimensionné que pour un seul tir [9].

Le projet DGA BOSSE a pour objet de développer la technologie des aimants SHTC très haute densité d'énergie, préfigurant un stockage tampon pour des lanceurs de très grande taille, et de tester la faisabilité à échelle réduite d'un lanceur couplé S3EL. Ceci par la réalisation de deux démonstrateurs, le premier est un SMES d'1MJ avec une densité d'énergie de 20kJ/kg, plus compact et léger que les SMES existants. Le deuxième est un lanceur électromagnétique S3EL à échelle réduite (1m de long).

2. SMES HAUTE DENSITÉ D'ÉNERGIE

2.1. Introduction au design du SMES

Le dimensionnement du SMES a pour objectifs:

- D'assurer le maintien mécanique de la bobine. En effet, un SMES est soumis à des contraintes mécaniques importantes. Ceci est fondamentalement inévitable d'après le théorème de Viriel [10]-[12].
- De garantir le fonctionnement du conducteur dans son état supraconducteur. Autrement dit, le courant nominal doit rester inférieur au courant critique I_c en tout point du bobinage. I_c est la quantité de courant pour laquelle le conducteur va brusquement transiter d'un état supraconducteur à un état résistif voir isolant. I_c dépend de la température, de la valeur du champ B et de l'orientation de B par rapport au ruban.
- De maximiser l'énergie spécifique puisque c'est l'objectif du SMES haute densité d'énergie du projet BOSSE. Par énergie spécifique, on entend l'énergie du système divisé par la masse de conducteur. On ne considérera pas le poids des espaceurs, ni celui des mandrins, ou du tronc centrale dans le cas du tore. En effet, ces éléments sont généralement en fibre de verre, bien plus légère que le conducteur lui-même qui est essentiellement constitué d'Hastelloy® C-276 et de cuivre (La couche de supraconducteur ne fait qu'1µm d'épaisseur). De plus, en verra en partie 2.6 que réduire la masse de conducteur utilisé équivaut dans notre cas à réduire la longueur nécessaire et donc à réduire le coût en conducteur. Ce dernier critère est important puisque le prix des conducteurs REBCO reste élevé.

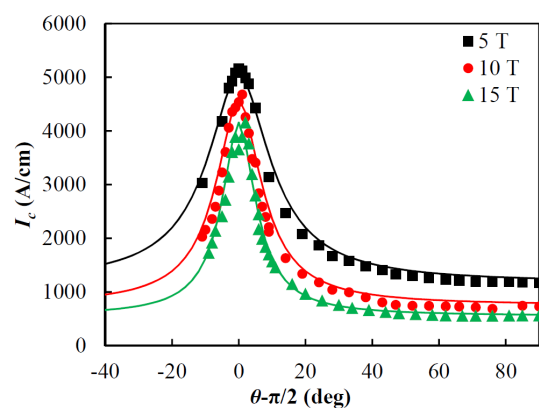


Fig.3 Courant critique d'un ruban REBCO Fujikura à 4,2°K en fonction de la valeur du champ B et de son écart angulaire par rapport au plan du ruban. Données de Tohoku University [13], interpolation réalisée par J. Fleiter [14].

Les topologies les plus classiques pour un SMES sont le solénoïde et le tore modulaire, bien qu'il existe d'autres possibilités [15],[16]. Le solénoïde a une énergie spécifique plus élevée que celle d'un tore de section circulaire dans le cas d'un conducteur isotrope [10]-[12]. Cependant, puisque les rubans REBCO ont un comportement fortement anisotrope par rapport à l'orientation du champ magnétique B , une solution toroïdale

est également intéressante dans notre cas. Étant donné les objectifs élevés et les contraintes budgétaires du projet, il a été nécessaire de déterminer quelle solution permet de minimiser la quantité de conducteur utilisé. Deux solutions, un solénoïde et un tore, ont donc été étudiées en détail puisqu'elles sont finalement proches en termes de performances et présentent chacune des avantages et des inconvénients.

2.2. Considérations sur le stockage d'énergie magnétique

2.2.1. Théorème du viriel

Les topologies classiques des SMES sont le solénoïde et le tore modulaire. Le tore présente l'avantage d'avoir un champ de fuite minimal. Le solénoïde permet de minimiser la quantité de conducteur nécessaire dans le cas d'un conducteur isotrope ainsi que la masse de matériau structurel associé. La masse structurelle minimale nécessaire pour stocker une énergie magnétique E est en effet donnée par le théorème du Viriel:

$$\sigma(V_T - V_C) = E \quad \text{or} \quad \frac{\sigma}{\rho} = \frac{E}{M_T - M_C} \quad (3)$$

est la densité massique et σ la limite élastique du matériau de structure. M_T est la masse en traction, M_C la masse en compression, V_T est le volume en traction and V_C le volume en compression du matériau de structure. Si le bobinage est autoporté et que le conducteur utilisé est le même dans tout le système, on peut considérer la même équation appliquée au conducteur plutôt qu'au seul matériau structurel. L'équation 3 peut également être exprimée de la façon suivante

$$\frac{E}{M_{Total}} = k \frac{\sigma}{\rho} \quad (4)$$

Où k est un facteur dépendant de la topologie. Ce facteur a été calculé pour différentes topologies [10]-[12]. $k=1/3$ pour un tore infiniment fin de section circulaire et $k<1/3$ pour un toroïde réel de section circulaire. $k=1/3$ pour un solénoïde infiniment long et fin. $k>1/3$ pour un solénoïde court. En pratique, on peut atteindre $k \approx 1/2$.

2.2.2. Pre-design du solénoïde

On considère désormais un solénoïde de section rectangulaire de rayon intérieur R , d'épaisseur Th et de hauteur H avec une densité de courant homogène. Pour un volume de conducteur et une densité de courant donnés, l'énergie maximale est obtenue pour un solénoïde équilibré pour lequel $R=Th=H$. Néanmoins cette solution induit de forts champs magnétiques et n'est généralement pas viable pour deux raisons indépendantes:

- Un champ B élevé réduit la capacité de transport de courant du supraconducteur, rendant le design incompatible avec la densité de courant initialement supposée.

- La contrainte mécanique exercée sur le conducteur est trop importante. Ce résultat est lié au théorème du Viriel, une densité d'énergie élevée est indissociable d'une contrainte mécanique élevée. Le solénoïde est soumis à des forces explosives (radiales dirigées vers l'extérieure) sur les spires intérieures et des forces compressives (radiales dirigées vers l'intérieure) sur les spires extérieures. Il est également soumis à des forces de compression selon son axe. En moyenne, le solénoïde est soumis à des forces explosives qui se traduisent par une contrainte de traction sur les rubans. C'est d'ailleurs la seule contrainte utile pour le stockage d'énergie (c.f 2.1.1). Dans la suite, on considèrera uniquement cette contrainte en traction qui est la contrainte mécanique dimensionnante.

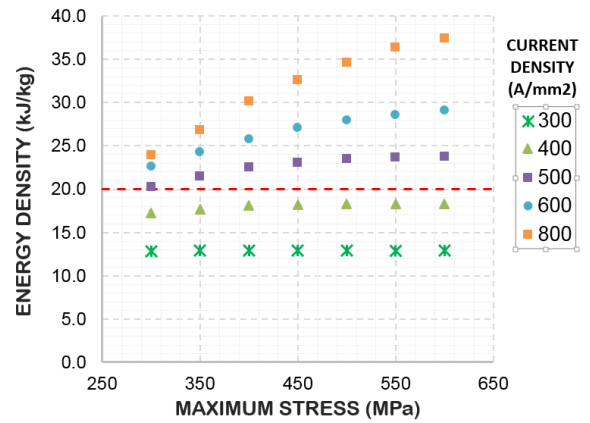


Fig.4 Énergie spécifique maximale possible pour différentes densité de courant et contraintes maximales ($\rho = 8900 \text{ kg/kg}$, $E=1 \text{ MJ}$).

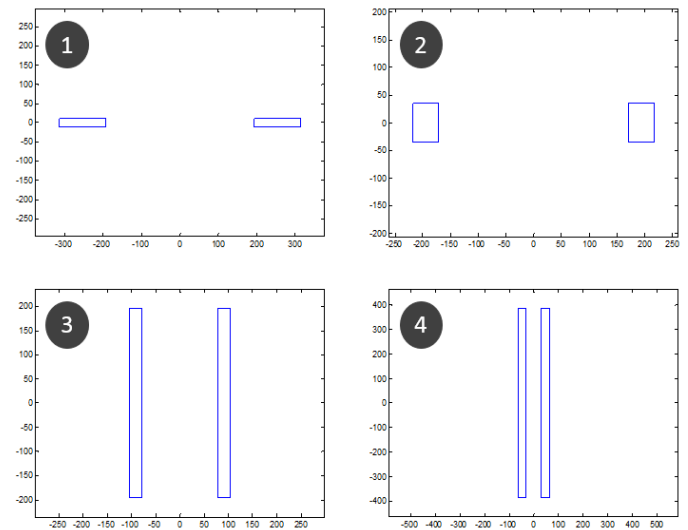


Fig.5.a Vue en coupe des solénoïdes 1, 2, 3 et 4 repérés sur la figure 5.b On voit l'évolution de la topologie. Les axes sont gradués en mm.

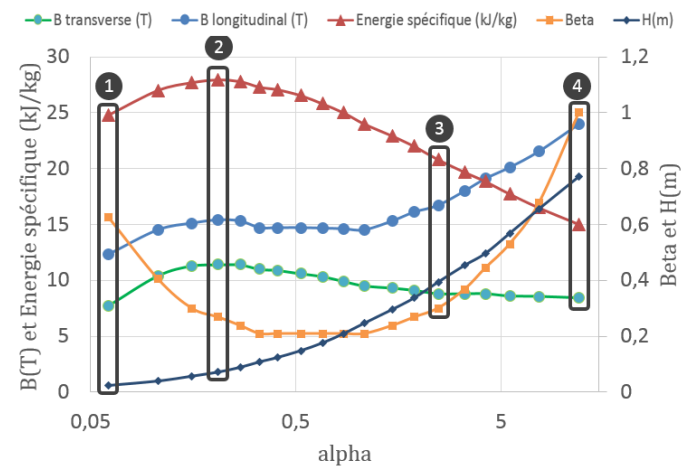


Fig.5.b Ensemble des différentes solutions topologiques respectant $E=1 \text{ MJ}$, $\sigma=500 \text{ MPa}$, et $J=600 \text{ A/mm}^2$ pour différentes valeur du rapport d'aspect α . Les solutions à gauche correspondent à des solénoïdes très plats, celles à droite à des solénoïdes très longs.

La valeur de la contrainte en traction est calculée grâce à la formule de Wilson [17], qui suppose que les efforts exercés sur les spires intérieures, plus importants, se reportent sur les spires extérieures. Pour les deux raisons ci-dessus, un compromis doit-être trouvé et des solénoïdes plus larges et plus fins ($H \gg Th$) sont généralement préférés.

On peut calculer l'énergie spécifique d'un solénoïde pour différentes contraintes maximum acceptables et différentes densités de courant et pour une énergie d'1MJ (Voir Fig. 4). On voit que pour atteindre une énergie spécifique élevée, on doit avoir à la fois une contrainte et une densité de courant élevées. On notera que ces courbes sont fortement dépendantes du domaine d'énergie considéré [18]. A priori, pour un solénoïde avec une densité massique $\rho = 8900\text{kg/kg}$ (densité du cuivre et de l'Hastelloy® C-276) on pourrait se contenter d'une densité de courant de 500A/mm^2 et d'une contrainte de 300MPa pour atteindre une énergie spécifique de 20kJ/kg . Cependant, on n'a pas encore pris en compte l'anisotropie des rubans REBCO. Des solutions à rapport d'aspect équilibré (HéTh) ont une bonne densité d'énergie et présentent un champ longitudinal (parallèle à la surface des rubans) élevé ce qui est acceptable par les rubans REBCO mais présentent également un champ transverse (perpendiculaire à la surface des rubans) élevé. Un tel design ne tire pas parti des meilleures performances du conducteur REBCO et conduit à un surcoût très important. On peut voir (Fig 5.b) l'ensemble des solutions respectant $J=600\text{A/mm}^2$ et $\sigma=500\text{MPa}$ pour différents rapports d'aspect ($\lambda = H/(2R)$ et $\lambda = Th/R$). Pour avoir une solution réaliste, on va tendre vers un design plus fin et plus haut bien que cela oblige à élever la densité de courant et la contrainte pour atteindre les 20kJ/kg . En effet dans ce cas le champ transverse, même s'il reste élevé, se concentre dans les extrémités et il est plus facile d'adapter le design des têtes de bobines pour gérer ce problème.

2.3. Eléments de comparaison des designs

Dans les parties suivantes, deux concepts très différents sont comparés, un solénoïde d'une part et un tore modulaire d'autre part. Pour des raisons qui seront explicitées plus loin (§ 2.6), la quantité de stabilisant (cuivre) est la même et donc le conducteur est le même dans les deux cas. Son architecture correspond au type de câble qu'il est possible de commander aujourd'hui à des fabricants industriels.

Dans les deux cas, le conducteur est un ruban REBCO, avec un substrat d'Hastelloy® C-276 de $60\mu\text{m}$, de $30\mu\text{m}$ de cuivre, et de $5\mu\text{m}$ d'argent, de couches de mise en forme/préparation de dépôt et de REBCO, le tout isolé par un dépôt de $20\mu\text{m}$ de polyimide sur toutes les faces. La densité moyenne est de 6700kg/m^3 . La plupart des rubans disponibles sur le marché sont capables de supporter une elongation de 0.6% [19] avant de perdre leurs propriétés supraconductrices, ce qui correspond dans notre cas à une contrainte moyenne de 550MPa sur le conducteur. Dans les 2 cas, le bobinage respecte un critère mécanique, qui est d'auto-supporter ses contraintes en traction, qui sont les contraintes les plus importantes subies par le bobinage.

Des longueurs de conducteur de 200m sont considérées pour les deux designs. En effet, le prix au mètre des rubans REBCO est stable jusqu'à cette valeur puis augmente pour des longueurs plus élevées. Ceci est dû au processus de fabrication parfois instable et qui limite actuellement la longueur des conducteurs REBCO. Utiliser des longueurs plus courtes obligerait à augmenter le nombre de connections ce qui n'est ni nécessaire ni souhaitable. En effet les connections sont des soudures, non supraconductrices, qui dissipent donc de l'énergie et augmentent la consommation d'hélium liquide.

Le courant critique est calculé d'après l'interpolation de J. Fleiter [13],[14], basée sur des mesures de courant critiques en fonction de la valeur du champ et de son orientation menées sur

des rubans REBCO Fujikura (Fig. 3). Cependant, il faut préciser que l'échantillon sur lequel ces mesures ont été effectuées est particulièrement bon et n'est pas représentatif des performances attendues sur des longueurs de ruban élevées. Pour cette raison dans les designs décrits ci-dessous, une marge importante sera prise entre le courant opérationnel et le courant critique

2.4. Design du solénoïde

Le solénoïde final a les caractéristiques suivantes. Le rayon intérieur R vaut 135mm , l'épaisseur du bobinage est de 29mm et la hauteur totale H est de 384mm . Le solénoïde est constitué de 42 galettes de ruban plat enroulé sur lui-même. Chaque galette a le même rayon intérieur et la même épaisseur et est constituée de 200m de conducteur (214 tours), mais les galettes sont constituées de rubans de différentes épaisseurs. Le solénoïde est constitué de 14 galettes faites de ruban de 4mm de large, puis 10 galettes de 6mm , 16 galettes de 8mm et 2 galettes de 12mm . Les galettes de 4mm sont situées dans la partie centrale, puis la hauteur des galettes (largeur du ruban) augmente vers les extrémités du solénoïde. Augmenter la largeur des rubans permet de contrebalancer la réduction de la capacité de transport de courant du ruban due au champ transverse plus important dans les têtes de la bobine et ainsi d'alimenter toutes nos galettes en série.

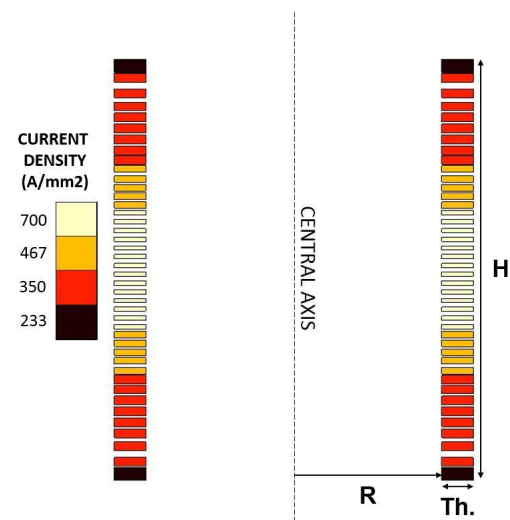


Fig.6 Vue en coupe du solénoïde. La densité de courant est plus faible dans les têtes puisque les rubans sont plus larges. $R=135\text{mm}$, $Th=29\text{mm}$, $H=384\text{mm}$.

Les galettes sont séparées par des brides de G10. La hauteur de chaque bride est réglée pour contrôler l'écartement des galettes et donc contrôler la valeur du champ transverse dans chaque galette, permettant ainsi d'homogénéiser le courant critique tout le long de la bobine.

Le champ maximal (longitudinal) est de 10.8T et le champ transverse maximal est de 5.1T . La densité de courant moyenne dans le bobinage, en comptant la section de l'isolant, est de 700A/mm^2 dans les galettes de 4mm . Le courant nominal est de 380A et le courant critiques est de 1270A , on opère donc à 30% du courant critique. La contrainte en traction est de 484MPa . L'énergie totale est de 943kJ . L'inductance vaut 13.3H . L'énergie spécifique est de 19.4kJ/kg . La longueur totale de conducteur est de 13.4km , exprimée en longueur équivalente de ruban 4mm .

2.5. Design du tore modulaire

Dans la solution solénoïdale, la capacité de transport de courant est réduite dans les têtes de la bobine à cause du champ transverse. On doit donc utiliser des rubans plus larges pour pouvoir alimenter les galettes en série, ce qui réduit l'énergie spécifique. Une topologie toroïdale permet d'éviter ce problème.

Il n'y a en effet pas d'effet de bord et le champ B est purement longitudinal dans un tore parfait. Une solution toroïdale a donc été étudiée, le design proposé est décrit ci-dessous.

Notre solution est un tore modulaire à section en D. Une section en D est préférable pour un tore compact. En effet, à l'intérieur d'un tore, le champ B évolue de manière inversement proportionnelle à la distance de l'axe central du tore. Une section respectant un D de Princeton parfait permet de parfaitement homogénéiser la contrainte le long du conducteur [17]. Cela améliore également l'énergie spécifique par rapport à un tore de section circulaire. Cette dernière remarque est liée au théorème du Viriel et a été démontrée [20]. Nous avons également observé ce phénomène en comparant des solutions toroïdales à section circulaire et en D grâce au logiciel de simulation par éléments finis Flux® [21]. Néanmoins, la partie droite de la section en D doit nécessairement s'appuyer sur une structure externe (tronc central).

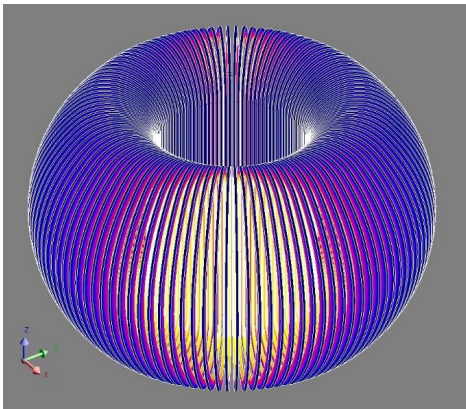


Fig.7 Vue complète du tore modulaire (112 galettes simples).

Les caractéristiques du design sont les suivantes: Le diamètre total est de 580mm pour une hauteur totale de 360mm. Le tore modulaire est constitué de 112 galettes simples (56 galettes doubles), une galette double est constituée de 193m de rubans. Toutes les galettes sont constituées de ruban de 4mm et sont disposées symétriquement autour de l'axe central du tore, c'est à dire avec un angle de 3,2° entre chaque galette simple. Cette disposition permet de réduire la composante transverse du champ à un maximum de 1,6T. Le champ maximal (longitudinal) est de 10,3T. La densité de courant moyenne est de 915A/mm². Le courant nominal est de 500A et le courant critique est 1440A, on fonctionne donc à 35% du courant critique. La contrainte en traction est de 450MPa, la force de centrage d'une galette simple est de 50kN. L'énergie totale est de 952kJ, l'inductance est de 7,8H. L'énergie spécifique vaut 24,7kJ/kg. La longueur totale de conducteur est de 10,6km.

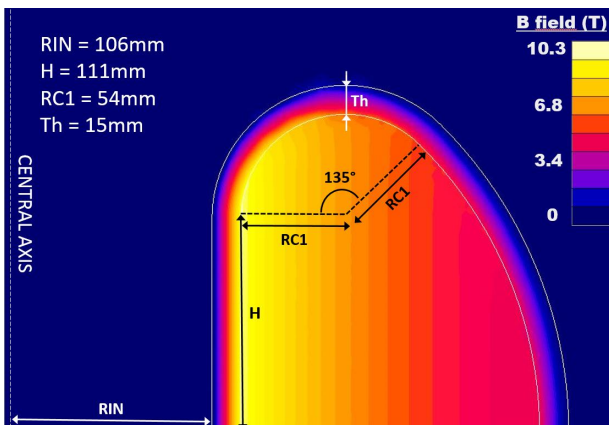


Fig.8 Vue d'une demi-section en forme de D, avec une partie droite et deux parties courbes avec deux rayons de courbure différents. À l'extérieur, le champ

B est nul. À l'intérieur, B décroît de façon inversement proportionnelle avec la distance à l'axe central du tore.

2.6. comparaison tore/solénoïde

On peut tirer les conclusions suivantes de résultats ci-dessus. À première vue, il semble clair que la version toroïdale est meilleure à la fois du point de vue du budget que de l'énergie spécifique. Cependant, il faut rappeler que ces designs ont été basés sur les propriétés des rubans Fujikura. Ceux-ci sont très anisotropes, leur courant critique est 6 fois plus élevé en champ longitudinal qu'en champ transverse à 10T. Ce n'est pas forcément le cas des rubans de tous les fabricants. Ainsi, considérer les propriétés J(B) des rubans d'un autre fabricant, SuperOx [22], mène à la conclusion opposée, où un solénoïde nécessite moins de conducteur. Dans le tableau 1, nous comparons les performances des deux designs décrits en 2.3 et 2.4. Si on recalcule la marge en courant du tore en considérant un conducteur SuperOx, on se rend compte, qu'on fonctionne à 66% du courant critique. Cette valeur est trop élevée au vu de notre stratégie de protection (cf. § 2.6).

Tableau 1. Comparaison des performances des deux designs.

Valeur	Solénoïde	Toroïde
Energie (kJ)	950	950
Diamètre externe(cm)	33	58
Hauteur totale (cm)	38	36
Volume cryostat (dm ³)	32	94
B _l max (T)	10.8	10.3
B _t max (T)	5.1	1.6
I _{NOMINAL} (A)	380	500
I _{NOMINAL} /I _{CRITIQUE} (Fujikura)	30%	35%
I _{NOMINAL} /I _{CRITIQUE} (SuperOx)	37.5%	66%
J _{conducteur} max (A/mm ²)	700	915
Contrainte en traction (MPa)	484	450
Inductance (H)	13.3	7.8
Longueur de conducteur(km)	13.4	10.6
Énergie spécifique (kJ/kg)	19.4	24

- D'autres critères doivent également être considérés.
- Le toroïde a l'avantage d'avoir un champ de fuite minimal. Il est également plus facile de subdiviser le tore en plusieurs étages équivalents et de décharger ces sous-bobines en parallèle grâce à un dispositif XRAM[23], multipliant ainsi la puissance de sortie par le nombre d'étages.
 - Si on considère des cryostats cylindriques, le volume du cryostat du solénoïde est de 32 dm³ et celui du tore est de 94dm³. Le solénoïde est donc plus compact.
 - Une dernière donnée est que le solénoïde est bien plus facile à fabriquer. Dans la version toroïdale, les petites distances et les faibles angles augmente le prix d'usinage et de fabrication des différentes pièces de structure. Les galettes du solénoïde sont également bien plus faciles à tester individuellement dans le champ d'un aimant externe solénoïdal.
- Finalement dans le cadre du projet BOSSE, un SMES solénoïdal sera réalisé. Cependant, dans le cas d'une application réelle où le champ de fuite serait problématique et où un courant de sortie important serait nécessaire, un tore peut présenter des avantages non négligeables.

2.7. Protection

Les densités de courant et les contrainte en traction dans le conducteur nu sans isolant sont respectivement de 1000A/mm² et de 690MPa dans les galettes centrales du solénoïde et 1300A/mm² 640MPa dans le tore. De telles densités et

contraintes sont rarement réunies dans une bobine supraconductrice.

En effet dans les bobines en supraconducteur basse température critique tel que le Niobium-Titane, la faible marge en température (quelques degrés) implique que des événements tels que des micros déplacement du conducteur, des craquelures de la résine d'imprégnation, ou même des vibrations peuvent entraîner une perte locale de l'état supraconducteur [24]. Cette faible marge en température implique également qu'une telle transition va rapidement se propager dans la bobine et sera détectée (apparition d'une tension). Les supraconducteurs basse température critique sont stabilisés par du cuivre ou de l'aluminium pour éviter l'emballement thermiques des événements de faible énergie et également pour avoir le temps de décharger la bobine dans une résistance externe en cas d'avalanche thermique (quench) avant d'atteindre des températures dangereuses pour le bobinage.

Dans le cas du conducteur NbTi stabilisé à l'aluminium de la bobine BESS [25] qui détient actuellement le record d'énergie spécifique d'une bobine supraconductrice, l'aluminium joue à la fois un rôle de stabilisation électrique et thermique ainsi qu'un rôle de structure mécanique [26]. Malheureusement, dans le cas des rubans REBCO standards, le substrat Hastelloy® est un très mauvais conducteur électrique et le stabilisant cuivre n'ajoute quasiment pas de tenue mécanique. De plus, l'énergie cible d'IMJ induit une inductance élevée à moins de développer un conducteur multi-rubans [7][8], ce qui n'est pas prévu dans ce projet. Une inductance élevée ralentit la décharge de la bobine. Si on suppose une perte de l'état supraconducteur à un instant $t=0$, on peut calculer l'élévation de température en fonction du délai de détection de l'évènement, de la vitesse de décharge (liée à la tension), et des capacité thermique et résistance électrique du conducteur. On a tracé (Fig. 9) la température maximale du point chaud pour différents temps de détection. Sur notre banc de test actuel pour échantillons courts, le délai est compris entre 30 et 60ms. Plusieurs courbes sont tracées en fonction de l'épaisseur de cuivre et pour du cuivre ayant deux RRR différents. Le RRR (Rapport Résistif Résiduel) est le rapport de la résistivité à température ambiante et la résistivité à 4.2°K. Le RRR du cuivre déposé (dépôt électrolytique ou laminage) sur les rubans REBCO ne dépasse pas 60 en pratique et est souvent inférieur. Les calculs sont effectués pour une tension de décharge de 5kV. On voit que si on considère les mêmes critères de protection que ceux appliqués au bobines LTS (Low Temperature Superconductor), une épaisseur de stabilisant de plus de 170µm de cuivre serait nécessaire. Une telle valeur ne permet pas d'atteindre une énergie spécifique de 20kJ/kg.

On doit donc suivre une autre logique pour garantir la sécurité de la bobine en fonctionnement nominal. Les rubans REBCO refroidis à l'hélium liquide ont l'avantage d'être très stables [27] puisqu'ils disposent d'une grande marge en température. Contrairement aux supraconducteurs basse température critique, ils ont une Energie Minimale de Quench élevée et aucune perte locale de supraconductivité ne peut être déclenchée par un évènement autre qu'un dépassement du courant critique. On peut donc faire l'hypothèse vraisemblable qu'une marge suffisante entre le courant nominal et le courant critique permet de garantir la sécurité de la bobine. La difficulté réside alors dans le fait de définir quelle est la marge en courant requise. En effet, un problème majeur des rubans REBCO est l'inhomogénéité de leurs performances le long du conducteur.

Cette variation de performance existe même à très petite échelle [28]. L'influence de ces micro-défauts sur les performances globales du conducteur en fonction de l'épaisseur de stabilisant doit être explorée plus en détail. De plus, la statistique de ces défauts à 4.2°K n'est pas connue par manque de données expérimentales

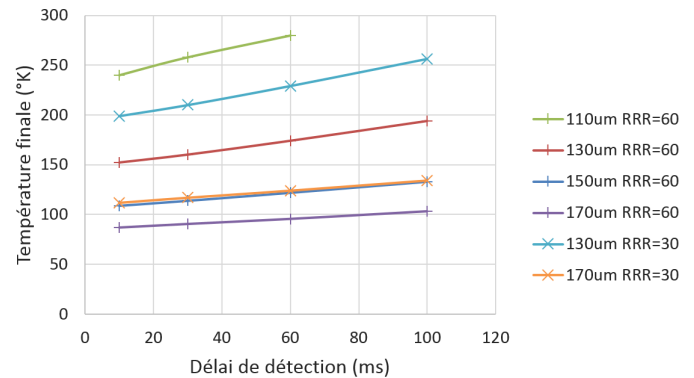


Fig.9 Température maximale du point chaud en fonction du délai de détection pour différentes épaisseurs de cuivre et différents RRR.

En pratique dans le cadre du projet BOSSE, une étape importante sera de déterminer les performances limite des galettes avant assemblage, sous champ imposé par un aimant externe. La faible longueur et la faible inductance d'une galette par rapport au SMES complet permettent de faciliter la détection d'une transition (critère 1µV/cm) et décharger l'élément rapidement sous haute tension (5kV).

Il est intéressant de remarquer qu'en utilisant un conducteur standard avec une marge en courant importante, on décorrèle la quantité de stabilisant du courant nominal du SMES. En suivant ce raisonnement, l'objectif d'atteindre une énergie spécifique élevée devient le même que celui de réduire la longueur de conducteur utilisée.

3. LANCEUR ÉLECTROMAGNÉTIQUE S3EL

Comme mentionné au §1, le deuxième objectif du projet BOSSE est de construire et tester un démonstrateur du concept S3EL à petite échelle. Le démonstrateur fera 1m de long et accélérera un projectile de 60g jusqu'à 100m/s. Un travail itératif a été mené pour positionner les bobines en prenant en compte l'espace nécessaire au bâti et à l'enceinte cryogénique et trouver le meilleur compromis entre énergie stockée, couplage rails/bobine, valeur du champ B et courant du conducteur. Le courant dans les rails est 12kA pour 3kA dans le conducteur multiplié par un système XRAM 4 étages [23]. Le champ

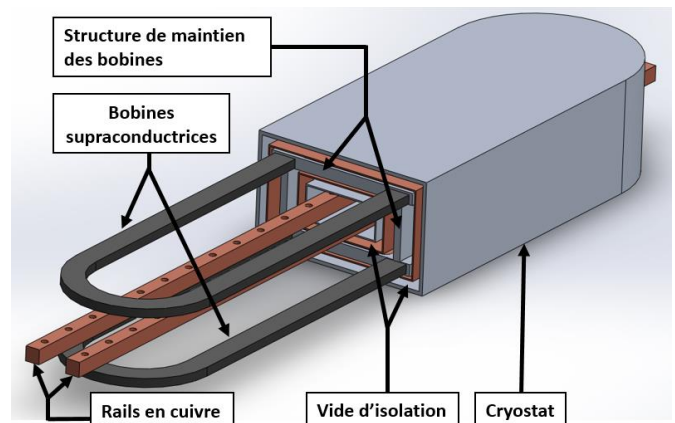


Fig.10 Schéma du lanceur S3EL (courtesy R.Pasquet, SigmaPhi)

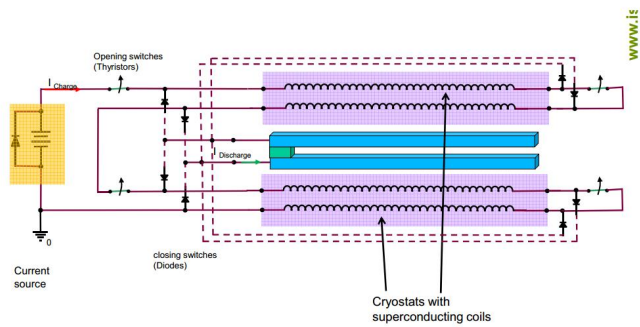


Fig.11 Schéma de principe du circuit électrique du lanceur (courtesy V. Brommer, ISL)

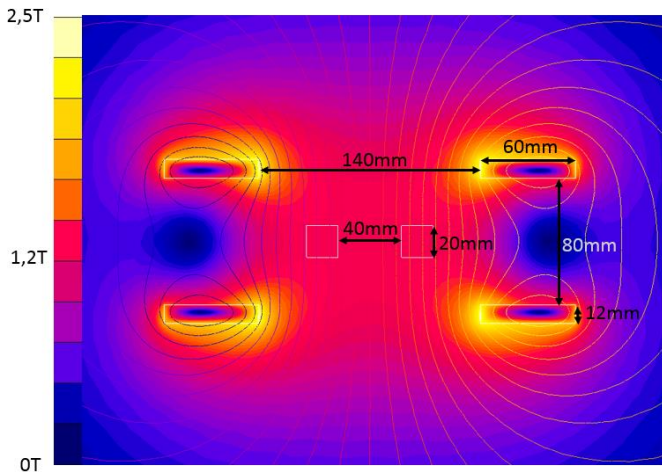


Fig.12 Vue en coupe du champ B lorsque la bobine est chargée, juste avant de tirer. Le champ entre les rails est alors de 1,2T. Aux premiers instants de la décharge, le champ entre les rails monte à 1,4T (champ additionnel créé par les rails).

magnétique vaut environ 1,4T entre les rails pendant le tir, 2,5T sur les bobines (Fig. 12). Le courant nominal vaut environ 45% du courant critique. Le conducteur fort courant sera constitué de 2 rubans REBCO de 12mm soudés face-à-face. Les deux bobines (inférieure et supérieure) sont chacune constituées de deux sous-bobines cobobinées pour former les 4 étages équivalents du lanceur. Chacune des sous bobine est constituée d'un conducteur supraconducteur (environ 200µm d'épaisseur) et d'un stabilisant cuivre isolé sur une face (environ 800µm d'épaisseur). On cobobine donc 4 éléments quand on réalise la bobine. Cette technique de bobinage est la même que celle choisie pour le projet EUCARD[29]. Chaque sous-bobine fait 30 tours.

Contrairement au dipôle REBCO EUCARD développé pour les accélérateurs de particules, il n'y a pas de contraintes géométriques extérieures pour le lanceur BOSSE. Une topologie dipolaire de section très large et très plate (60mm par 12mm) a été choisie de manière à minimiser le champ transverse vu par le conducteur. Cela nous permet également de fortement stabiliser la bobine (80% de cuivre dans la section), contrairement à la stratégie adoptée pour le SMES solénoïdal. Cela permettra d'assurer la protection des bobines malgré une tension de décharge limitée à 200V (Fig. 13). En effet, on doit limiter la tension entre spires puisque le cobobinage sous tension des 4 éléments empêche d'utiliser un isolant entourant chaque conducteur.

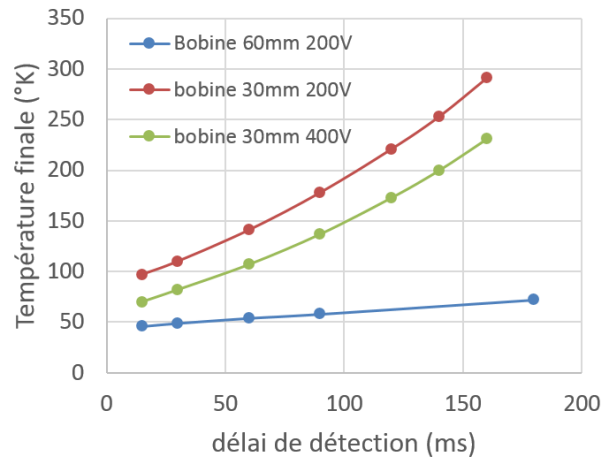


Fig.13 Température maximale du point chaud en fonction du délai de détection, 2 configurations différentes (épaisseur totale du bobinage=30mm ou 60mm) et différentes tensions de décharge (RRR=15).

4. CONCLUSIONS

Le projet BOSSE a deux objectifs ambitieux : fabriquer un SMES solénoïdal qui battra le record mondial de densité d'énergie massique d'une bobine supraconductrice et fabriquer le premier démonstrateur de lanceur électromagnétique S3EL. Ces deux objectifs seront atteints grâce à l'utilisation de supraconducteurs de nouvelle génération dits REBCO. Le design de ces deux systèmes est essentiellement déterminé par les spécificités des rubans REBCO et vise à exploiter au mieux leurs capacités. Les deux démonstrateurs seront fabriqués et testés d'ici décembre 2016. Le projet BOSSE s'inscrit dans le fort développement actuel des technologies utilisant les rubans SHTC REBCO et est en synergie avec d'autres projets tels que le développement d'aimants supraconducteurs très fort champ (projet NOUGAT)[22] et également d'aimants dipôles envisagés pour l'avenir du Large Hadron Collider du CERN (projets EUCARD et EUCARD-2) [29],[7].

5. REMERCIEMENTS

Ce projet est soutenu par la DGA à travers le projet rapid BOSSE

6. REFERENCES

- [1] <http://www.superpower-inc.com/content/2g-hts-wire>
- [2] Luongo, C. A. (1996). Superconducting storage systems: an overview. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 32(4), 2214-2223.
- [3] P. Tixador, B. Bellin, M. Deleglise, J.C. Vallier, C.E. Bruzek, S. Pavard, J.M. Saugrain, Design of a 800 kJ HTS SMES, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 17, 2007, pp. 1707-1710.
- [4] P. Lehmann, H. Peter, J. Wey, "First Experimental Results with the ISL 10 MJ DES Railgun PEGASUS", *IEEE Trans. On Magnetics*, vol. 37, 2001, pp. 435-439.
- [5] Badel, A., Tixador, P., Amiet, M., & Brommer, V. (2012). SMES to supply an Electromagnetic Launcher. *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, 22(3), 5700204-5700204.
- [6] A. Badel, P. Tixador, M. Amiet, "Optimized use of superconducting magnetic energy storage for electromagnetic rail launcher powering" *Supercond. Sci. Technol.* 25 (2012) 014006
- [7] Rossi, L., Badel, A., Bajko, M., Ballarino, A., Bottura, L., Dhalle, M. M. J., ... & Haro, E. (2015). The EuCARD-2 future magnets European collaboration for accelerator-quality HTS magnets. *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, 25(3), 1-7.
- [8] Van der Laan, D. C., Noyes, P. D., Miller, G. E., Weijers, H. W., & Willering, G. P. (2013). Characterization of a high-temperature superconducting conductor on round core cables in magnetic fields up to 20 T Partial contribution of NIST, not subject to US copyright. *Superconductor Science and Technology*, 26(4), 045005.

- [9] Badel, A., Tixador, P., & Dedić, P. (2011). Test of a twin coil HTS SMES for high power pulse operation. *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, 21(3), 1375-1378.
- [10] Sviatoslavsky, I. N., & Young, W. C. (1980). Structural design features for commercial fusion power reactor magnet systems. *Nuclear Engineering and Design*, 58(2), 207-218.
- [11] Moon, F. C. (1982). The virial theorem and scaling laws for superconducting magnet systems. *Journal of Applied Physics*, 53(12), 9112-9121.
- [12] Hassenzahl, W. (1989). A comparison of the conductor requirements for energy storage devices made with ideal coil geometries. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 25(2), 1799-1802.
- [13] Fujita, S., Daibo, M., Igarashi, M., Kikutake, R., Kakimoto, K., Iijima, Y., ... & Saitoh, T. (2014, May). In-field critical current property of IBAD/PLD coated conductors. In *Journal of Physics: Conference Series* (Vol. 507, No. 2, p. 022007). IOP Publishing.
- [14] J. Fleiter, Study of the implementation of high temperature superconductors in accelerator magnets, *PhD Thesis*, University of Grenoble, 2013.
- [15] Nomura, S.; Osaki, T.; Kondoh, J.; Tsutsui, H.; Tsuji-Iio, S.; Sato, Y.; Shimada, R., "Force-balanced coil for large scale SMES," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.9, no.2, pp.354-357, June 1999
- [16] Vincent-Viry, O.; Mailfert, A.; Trassart, D., "New SMES coil configurations," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.11, no.1, pp.1916-1919, Mar 2001
- [17] M. Wilson, *Superconducting Magnets*. Oxford, U.K.: Clarendon Press, 1983.
- [18] Vincent, B.; Tixador, P.; Lecrevisse, T.; Rey, J.-M.; Chaud, X.; Miyoshi, Y., "HTS Magnets: Opportunities and Issues for SMES," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.23, no.3, pp.5700805-5700805, June 2013
- [19] Barth, C., Mondonico, G., & Senatore, C. (2015). Electro-mechanical properties of REBCO coated conductors from various industrial manufacturers at 77 K, self-field and 4.2 K, 19 T. *Superconductor Science and Technology*, 28(4), 045011.
- [20] Mazurenko, I., Pavlyuk, A., & Vasetsky, Y. (2012). Parameters of superconducting magnets with racetrack-shaped coils and support structure placed inside torus. *Przegląd Elektrotechniczny*, 88(3a), 67-69.
- [21] <http://www.cedrat.com/>
- [22] Benkel, T., Escamez, G., Badel, A., Chaud, X., Gonzales, D., Tixador, P., Fazilleau, P., Lécrevisse, T., REBCO performance at high field with low incident angle and preliminary tests for a 10 T insert, submitted to *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*.
- [23] Dedić, P.; Brommer, V.; Badel, A.; Tixador, P., "Three-stage superconducting XRAM generator," in *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions on*, vol.18, no.4, pp.1189-1193, August 2011
- [24] P. Tixador, *Les supraconducteurs*. Edition Hermès, 1995.
- [25] Yamamoto, A.; Makida, Y.; Yamaoka, H.; Ohmiya, H.; Tanaka, K.; Haruyama, T.; Yoshida, T.; Yoshimura, K.; Matsuda, S.; Kikuchi, K.; Ootani, Y.; Mizumaki, S., "A thin superconducting solenoid magnet for particle astrophysics," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.12, no.1, pp.438-442, Mar 2002
- [26] Wada, K.; Meguro, S.; Sakamoto, H.; Shimada, T.; Nagasu, Y.; Inoue, I.; Tsunoda, K.; Endo, S.; Yamamoto, A.; Makida, Y.; Tanaka, K.; Doi, Y.; Kondo, T., "Development of high-strength and high-RRR aluminum-stabilized superconductor for the ATLAS thin solenoid," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.10, no.1, pp.373-376, March 2000
- [27] Miyoshi, Y.; Badel, A.; Chaud, X.; Benkel, T.; Vincent, B.; Tixador, P.; Marpaud, J.; Debray, F.; Lecrevisse, T.; Devaux, M.; Fazilleau, P.; Rey, J.-M., "Performance Tests of Prototype High-Field HTS Coils in Grenoble," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.25, no.3, pp.1-5, June 2015
- [28] Higashikawa, K.; Katahira, K.; Inoue, M.; Kiss, T.; Shingai, Y.; Konishi, M.; Ohmatsu, K.; Machi, T.; Yoshizumi, M.; Izumi, T.; Shiohara, Y., "Nondestructive Diagnostics of Narrow Coated Conductors for Electric Power Applications," in *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol.24, no.3, pp.1-4, June 2014
- [29] G. de Rijk, "The EuCARD High Field Magnet Project," *Applied Superconductivity, IEEE Transactions on*, vol. 22, pp. 4301204-4301204, 2012.