



**HAL**  
open science

# CONTRIBUTIONS A L'ETUDE DES BOBINAGES SUPRACONDUCTEURS :LE PROJET DGA DU SMES HTS IMPULSIONNEL

Boris Bellin

► **To cite this version:**

Boris Bellin. CONTRIBUTIONS A L'ETUDE DES BOBINAGES SUPRACONDUCTEURS :LE PROJET DGA DU SMES HTS IMPULSIONNEL. Energie électrique. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 2006. Français. NNT: . tel-00178786

**HAL Id: tel-00178786**

**<https://theses.hal.science/tel-00178786>**

Submitted on 12 Oct 2007

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



## REMERCIEMENTS

# REMERCIEMENTS

Cette thèse a été subventionnée par le ministère de la Recherche, par l'intermédiaire de l'ANRT (Association Nationale de la Recherche Technique), à travers un contrat CIFRE (Convention Industrielle de Formation par la Recherche) au sein de la société Nexans à Jeumont et au CNRS à Grenoble au CRTBT (Centre de Recherches sur les Très Basses Températures) et au LEG (Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble). Je tiens donc à remercier les directeurs du CRTBT et du LEG : Henri Godfrin puis André Sulpice, et Yves Brunet. Pendant ce contrat, j'ai été employé par la société Nexans au poste d'Ingénieur R&D sur les supraconducteurs. Je souhaite donc remercier Jean-Maxime Saugrain, responsable de l'activité supraconducteurs chez Nexans.

Le projet de ce SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage) est un contrat de la Délégation Générale pour l'Armement (DGA) avec la société Nexans et je remercie à ce titre Michel Amiet, responsable de ce contrat à la DGA.

Mes remerciements vont ensuite naturellement à mon directeur de thèse, Pascal Tixador, qui a encadré mon travail avec une grande disponibilité, toutes ses compétences et son dynamisme et en particulier pour tous ses commentaires lors de la rédaction de ce document.

Je souhaite remercier ensuite Christian-Eric Bruzek qui a été mon responsable direct chez Nexans pendant trois années jusqu'en mars 2006. Son approche industrielle et son expérience ont apporté beaucoup à l'avancement de ce projet. Je remercie également Arnaud Allais qui a ensuite été mon responsable à Nexans et qui a apporté des nouvelles idées à ce projet. Je le remercie en particulier pour son aide précieuse pendant la rédaction de ce document.

Je remercie toutes les personnes sans qui ce travail n'aurait pas été possible :

Jean-Claude Vallier pour avoir fait profiter ce projet de sa longue expérience des bobinages supraconducteurs.

L'équipe SMES au CNRS, et ses cafés animés : Alain Boulbès, mémoire vivante des débuts des basses températures et bobineur de haute voltige, et son apprenti bobineur parisien Gérard Barthélémy qui ont réalisé les galettes et bien d'autres montages avec Marc Deeglise, avec qui j'ai travaillé en étroite collaboration sur le dimensionnement de la cryogénie. Egalement Pierre Chanthib qui a participé au montage du dispositif.

Mes collègues de Jeumont : Nicolas Lallouet, Sybille Pavard, Guillaume Corjon et à l'atelier : Claude Tenret, André Wéry, Bernard Jouniaux, et Rémy Pinset qui ont permis de produire les nombreux kilomètres de rubans bobinés dans le SMES.

Pierre Védrine du CEA Saclay pour son expertise mécanique.

## REMERCIEMENTS

Alain Ravex et Thierry Trollier de la société Air Liquide pour leur expertise cryogénique en particulier sur l'implantation des cryoréfrigérateurs et l'utilisation des flexibles en cuivre.

Au CRETA (Consortium de Recherches pour l'Émergence de Technologies Avancées) : Xavier Chaud particulièrement pour le traitement des flexibles en cuivre, Daniel Bourgault, Laureline Porcar, Emmanuel Flahaut et Pierre-Frédéric Sibeud pour leurs conseils sur la « manip  $J_C$  ». Sophie Rivoirard pour la fusion de  $In_2Bi$ .

Gérard Meunier et Olivier Chadebec du LEG (Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble) pour l'utilisation du logiciel FLUX, ainsi que le service support de la société CEDRAT. Frédéric Wurtz pour l'utilisation des logiciels d'optimisation du LEG.

Olivier Lesaint, Nelly Bonifaci du LEMD (Laboratoire d'Electrostatique et de Matériaux Diélectriques) pour leur accueil et leur aide précieuse pour les tests diélectriques en haute tension.

Eric Mossang, Christiane Warth-Martin et Adeline Richard du LCMI (Laboratoire des Champs Magnétiques Intenses) ou GHMFL (Grenoble High Magnetic Field) pour leur support lors des mesures de courant critique à 20 T.

Les thésards et stagiaires de l'équipe Cryo-électrotechnique : Yannick Cointe, le gapençais de l'étape pour son aide lors des manipulations expérimentales, Clément Barnier et Sonia Garde, stagiaires IUT sur l'instrumentation du SMES, Christophe Jocteur, stagiaire ingénieur sur les mesures thermiques.

Les permanents du CRTBT : Paul Pataud pour son expertise des Macintosh et PC et pour les mesures de  $J_C$ , Christophe Guttin pour les mesures de tensions, Philippe Gandit et Maurice Grollier pour les supports des sondes de température cernox, André Sulpice pour l'étalonnage des cernox, Jean-Luc Mocellin pour la régulation, Pascal Lejay et Joel Balay pour les traitements des flexibles en cuivre, Abdellali Hadj-Azzem pour les préparations, Pierre Brosse Maron pour ses conseils sur les montages expérimentaux, Anne Gerardin et Grégory Garde pour leur réalisations mécaniques et Guillaume Donnier-Valentin pour ses conseils en cryogénie.

Les thésards du CRETA et du CRTBT: Alain Villaume, Jean Charbonnier, Anca Antonevici, Antoine Girard et Thomas Prouve pour les discussions et la bonne humeur.

Merci aussi à tous ceux que j'ai pu oublier.

Et enfin, je n'aurais pu mener à bien cette thèse sans le soutien de ma mère et de mon frère et sans le soutien et l'affection de Sophie.

# INTRODUCTION

La découverte en 1986 de la supraconductivité à haute température, c'est-à-dire plusieurs dizaines de Kelvins, a ouvert des perspectives intéressantes aux applications électrotechniques. Vingt années plus tard, le développement des matériaux supraconducteurs à haute température critique permet de réaliser des applications innovantes comme le SMES HTS (High Temperature Superconductors) DGA.

Dans une première partie introductive, je présente d'abord les caractéristiques les plus importantes des supraconducteurs. Ensuite je détaille une application qui m'intéresse plus particulièrement : le SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage) impulsional 800 kJ, dans le cadre d'un contrat entre la Délégation Générale pour l'Armement (DGA) et la société Nexans. Ce niveau d'énergie est l'un des plus élevés au plan international pour une bobine HTS.

La deuxième partie détaille la conception du SMES 800 kJ réalisée au CRTBT. Le dimensionnement se base sur trois études théoriques : mécanique, électromagnétique et thermique.

Le SMES utilisera une bobine constituée de galettes empilées. Le conducteur est un assemblage original de rubans supraconducteurs ou de rubans renfort en acier inox. Ce concept permet de s'adapter aux conditions d'induction et de contraintes mécaniques. Une autre originalité concerne le refroidissement uniquement par conduction des galettes à partir de cryoréfrigérateurs pour avoir une cryogénie simple et transparente pour l'utilisateur.

La troisième partie est consacrée à l'étude expérimentale qui a permis d'une part de mesurer des résistances thermiques et électriques par un dimensionnement précis et d'autre part de valider et de qualifier sur une maquette des points critiques de la conception.

La quatrième partie présente le conducteur utilisé pour le bobinage. La production de trois types de conducteur a été rendue possible par le développement du ruban supraconducteur à l'usine de Nexans à Jeumont. Les dimensions et les performances des conducteurs produits ont amené à des adaptations de la conception du SMES 800 kJ.

La cinquième partie, à partir des caractéristiques des dix premières galettes bobinées dont est détaillée la réalisation, expose les caractéristiques du SMES 800 kJ ainsi que les premiers essais réussis. Ces tests ont validé la conception et les choix retenus tant au niveau de la bobine sous forme de galettes que de son refroidissement par conduction.

Enfin dans la sixième et dernière partie, je présente le pré-dimensionnement d'un SMES 20 MJ basé sur les développements du SMES 800 kJ.

# SOMMAIRE

<b>REMERCIEMENTS .....</b>	<b>2</b>
<b>INTRODUCTION .....</b>	<b>4</b>
<b>SOMMAIRE.....</b>	<b>5</b>
<b>NOMENCLATURE .....</b>	<b>9</b>
<b>PARTIE 1 INTRODUCTION GENERALE.....</b>	<b>11</b>
<b>1.1 Les supraconducteurs.....</b>	<b>12</b>
1.1.1 Historique des supraconducteurs.....	12
1.1.2 Grandeurs critiques .....	13
1.1.3 Les conducteurs LTS .....	13
1.1.4 Les conducteurs HTS.....	14
1.1.4.1 Les BiSrCaCuO.....	14
1.1.4.2 Les YBaCuO .....	16
1.1.4.3 Coût de la cryogénie.....	17
<b>1.2 Une application en électrotechnique : le SMES .....</b>	<b>19</b>
1.2.1 Les applications des supraconducteurs en électrotechnique.....	19
1.2.2 SMES : le stockage d'énergie électrique.....	20
1.2.2.1 Généralités.....	20
1.2.2.2 SMES DGA pour le lanceur électromagnétique .....	24
<b>PARTIE 2 CONCEPTION .....</b>	<b>27</b>
<b>2.1 INTRODUCTION.....</b>	<b>28</b>
2.1.1 Principe du dimensionnement.....	28
2.1.2 Cahier des charges DGA.....	28
<b>2.2 DIMENSIONNEMENT DU BOBINAGE .....</b>	<b>29</b>
2.2.1 Introduction .....	29
2.2.2 Contraintes mécaniques .....	30
2.2.3 Caractéristiques critiques du conducteur.....	33
2.2.4 Comparaison des géométries en couches et en galettes.....	36
2.2.4.1 Techniques de bobinage.....	37
2.2.4.2 Optimisation d'un solénoïde.....	38
2.2.4.3 Bobine en galettes .....	40
2.2.4.4 Bobine en couches.....	40

## SOMMAIRE

2.2.4.5	Bilan.....	40
2.2.5	Optimisation de la géométrie en galettes .....	41
<b>2.3</b>	<b>ETUDE THERMIQUE .....</b>	<b>45</b>
2.3.1	Sources froides .....	45
2.3.1.1	Fonctionnement des cryoréfrigérateurs .....	45
2.3.1.2	Cryoréfrigérateurs .....	47
2.3.2	Drains thermiques .....	48
2.3.2.1	Etude bibliographique .....	48
2.3.2.2	Choix cuivre/aluminium .....	49
2.3.3	Pertes de la bobine .....	51
2.3.3.1	Pertes du bobinage .....	51
2.3.3.2	Pertes des rabouages .....	51
2.3.3.3	Pertes des connexions entre galettes.....	52
2.3.3.4	Pertes par conduction et rayonnement.....	56
2.3.4	Interface conducteur/drain thermique.....	56
2.3.5	Dimensionnement des drains thermiques.....	57
2.3.5.1	Introduction .....	57
2.3.5.2	Du cryoréfrigérateur aux disques .....	58
2.3.5.3	Disques .....	59
2.3.5.4	Bilan thermique de la bobine .....	62
2.3.6	Énergie dissipée pendant la décharge.....	63
2.3.6.1	Pertes dans le cryostat .....	63
2.3.6.2	Pertes dans le renfort du conducteur .....	64
2.3.6.3	Pertes hystérésis dans les rubans supraconducteurs.....	64
2.3.7	Refroidissement hélium .....	67
2.3.8	Refroidissement par le cryoréfrigérateur écran.....	67
2.3.8.1	Ecran thermique .....	68
2.3.8.2	Amenées de courant résistives.....	68
2.3.8.3	Interface thermique avec le cryoréfrigérateur écran .....	71
2.3.8.4	Amenées de courant supraconductrices .....	71
2.3.9	Cryostat.....	72
2.3.10	Bilan énergies dissipées en décharge .....	72
2.3.11	Budget thermique SMES DGA 800 kJ.....	73
<b>PARTIE 3</b>	<b>ETUDE EXPERIMENTALE .....</b>	<b>74</b>
<b>3.1</b>	<b>Mesures des résistances thermiques .....</b>	<b>75</b>
3.1.1	Introduction .....	75
3.1.2	Dispositif .....	76
3.1.3	Résultats et discussion .....	77
<b>3.2</b>	<b>Essais sur une maquette .....</b>	<b>78</b>
3.2.1	Cryostat d'essai .....	78

## SOMMAIRE

3.2.2	Bobinage.....	79
3.2.3	Mise en froid .....	81
3.2.4	Refroidissement des disques.....	82
3.2.5	Refroidissement de la connexion intérieure.....	83
3.2.6	Premier essai en courant .....	83
3.2.7	Evolution de la thermalisation des amenées de courant .....	85
3.2.8	Bilan des essais.....	87
3.2.9	Conclusions et perspectives.....	88
<b>PARTIE 4 CONDUCTEUR DU SMES 800 KJ .....</b>		<b>89</b>
<b>4.1</b>	<b>Description .....</b>	<b>90</b>
4.1.1	Matériau.....	90
4.1.2	Ruban Bi-2212/Ag .....	91
4.1.3	Conducteur du SMES 800 kJ.....	92
4.1.4	Isolation électrique .....	93
<b>4.2</b>	<b>Performances électriques .....</b>	<b>94</b>
4.2.1	Introduction .....	94
4.2.2	Loi empirique à 4,2 K .....	95
<b>4.3</b>	<b>Performances mécaniques.....</b>	<b>96</b>
4.3.1	Ruban Bi-2212/Ag-Mg .....	96
4.3.2	Conducteur du SMES 800 kJ.....	97
<b>4.4</b>	<b>Conclusion.....</b>	<b>98</b>
<b>PARTIE 5 SMES 800 KJ.....</b>		<b>99</b>
<b>5.1</b>	<b>Description du SMES DGA 800 kJ.....</b>	<b>100</b>
5.1.1	Géométrie du bobinage .....	101
5.1.2	Contraintes mécaniques du bobinage .....	104
<b>5.2</b>	<b>Essais unitaires de 10 galettes.....</b>	<b>107</b>
5.2.1	Tests 77 K.....	107
5.2.2	Tests 20 K.....	109
5.2.2.1	Objectifs.....	109
5.2.2.2	Dispositif expérimental.....	109
5.2.2.3	Mise en froid .....	112
5.2.2.4	Pertes à vide.....	113
5.2.2.5	Refroidissement de la connexion intérieure.....	114
5.2.2.6	Essais électriques.....	115
5.2.2.7	Conclusion.....	119



## SOMMAIRE

<b>PARTIE 6</b>	<b>EXTRAPOLATION SMES 20 MJ</b> .....	<b>120</b>
<b>6.1</b>	<b>Introduction</b> .....	<b>121</b>
<b>6.2</b>	<b>Ecrantage</b> .....	<b>121</b>
<b>6.3</b>	<b>Optimisation à 20 MJ</b> .....	<b>123</b>
<b>6.4</b>	<b>Pré-dimensionnement du SMES 20 MJ</b> .....	<b>124</b>
6.4.1	Introduction .....	124
6.4.2	Conducteur .....	124
6.4.3	Dimensionnement du bobinage .....	124
6.4.4	Cryogénie .....	127
6.4.5	Exemple de conducteur avec le Bi-2212.....	128
6.4.6	Conclusions .....	131
	<b>CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES</b> .....	<b>132</b>
	<b>BIBLIOGRAPHIE</b> .....	<b>135</b>

## NOMENCLATURE

### Electriques

E	(V/m)	Champ électrique
I	(A)	Courant
J	(A/m <sup>2</sup> )	Densité de courant
$\rho$	( $\Omega$ .m)	Résistivité électrique
RRR	(-)	Rapport de résistivité résiduelle $RRR = \rho(300 \text{ K}) / \rho(4,2 \text{ K})$

### Thermiques

k	(W/m/K)	Conductivité thermique
K	(W/K)	Conductance thermique
$C_p$	(J/m <sup>3</sup> /K)	Chaleur spécifique volumique du conducteur
$T_A$	(K)	Température ambiante
$T_F$	(K)	Température froide
$P_A$	(W)	Puissance à la température ambiante $T_A$
$P_F$	(W)	Pertes à la température froide $T_F$
$\eta_{REF}$	(-)	Rendement de réfrigération par rapport au rendement de Carnot.

### Mécaniques

$\nu$	(-)	Coefficient de Poisson d'un matériau isotrope
$\sigma_{VM}$	(MPa)	Contraintes de Von Mises
$\sigma_{MAX}$	(MPa)	Contrainte admissible
$\sigma_{MAX}/d$	(J/kg)	Energie spécifique du matériau
d	(kg/m <sup>3</sup> )	Densité du matériau

### Magnétiques

B	(T)	Induction magnétique
H	(A/m)	Champ magnétique
$\mu_0 M_{SAT}$	(T)	Induction à saturation du matériau magnétique
$\Phi$	(Weber)	Flux magnétique

### Supraconducteurs

$I_C$	(A)	Courant critique
$J_C$	(A/mm <sup>2</sup> )	Densité de courant critique
$J_{ruban}$	(A/mm <sup>2</sup> )	Densité de courant dans le ruban
$J_{fil}$	(A/mm <sup>2</sup> )	Densité de courant dans le fil
$B_{LG}$	(T)	Induction magnétique longitudinale (parallèle à la surface du ruban)
$B_{TR}$	(T)	Induction magn. transversale (perpendiculaire à la surface du ruban)
$H_p$	(A/m)	Champ de pénétration
$H_a$	(A/m)	Champ extérieur
$H_{max}$	(A/m)	Champ maximum
$r_{MIN}$	(m)	Rayon de courbure minimum du conducteur

## NOMENCLATURE

$\sigma_C$  (MPa) Contrainte mécanique critique

### Bobinages

	<u>Dimensions</u>	
N	(-)	Nombre de spires d'une bobine
D	(m)	Diamètre moyen
h	(m)	Hauteur de la bobine
r	(m)	Rayon par rapport au centre du solénoïde
$V_{SC}$	(m <sup>3</sup> )	Volume total de supraconducteur
$B_z(r)$	(T)	Induction magnétique selon l'axe du solénoïde au rayon r
$B_r$	(T)	Induction magnétique selon le rayon du solénoïde
$B_0$	(T)	Induction au centre de la bobine
L	(H)	Inductance propre d'une bobine
$W_{MAG}$	(J)	Energie stockée dans un bobinage sous forme magnétique
$T_{OP}$	(K)	Température de fonctionnement
$T_{CS}$	(K)	Température de partage du courant entre le supraconducteur et la matrice résistive (Current Sharing en anglais)
$J_{OP}$	(A/m <sup>2</sup> )	Densité de courant de fonctionnement de la bobine
$I_{OP}$	(A)	Courant de fonctionnement de la bobine
$V_{OP}$	(V)	Tension maximale aux bornes de la charge
$P_{OP}$	(W)	Puissance maximale délivrée à la charge
$B_{OP}$	(T)	Induction magnétique de fonctionnement
R	( $\Omega$ )	Résistance de la charge
$W_R$	(J)	Energie disponible dans la charge R
$t_D$	(s)	Temps de décharge
$\sigma_\theta$	(MPa)	Contrainte mécanique azimutale ou tangentielle
$\sigma_r$	(MPa)	Contrainte mécanique selon le rayon
$\sigma_z$	(MPa)	Contrainte mécanique selon l'axe

### Constantes physiques

$L_L = 2,45 \cdot 10^{-8}$  W. $\Omega$ /K Nombre de Lorentz  
 $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$  N/A<sup>2</sup> Perméabilité du vide

### Abréviations

SMES	Superconducting Magnetic Energy Storage
HTS	High Temperature Superconductors
PIT	Powder In Tube
Bi-2212	$Bi_2Sr_2Ca_1Cu_2O_x$
BSCCO	Famille des céramiques à base de Bi, Sr, Ca, Cu et O
CC	Coated Conductors
CRTBT	Centre de Recherches sur les Très Basses Températures
LEG	Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble
DGA	Délégation Générale pour l'Armement

**Partie 1 INTRODUCTION GENERALE**

## 1.1 Les supraconducteurs

### 1.1.1 Historique des supraconducteurs

Depuis la découverte de la supraconductivité en 1911 [ONN11], avec le mercure et grâce à la liquéfaction de l'hélium à une température de 4,2 K, la recherche a déployé ses efforts pour trouver des matériaux supraconducteurs à des températures toujours plus élevées.

En 1986 on assiste à une rupture dans cette évolution (cf. Figure 1-1). La température critique passe de 34 à 92 K en moins d'un an, ce qui permet pour la première fois l'utilisation de l'azote liquide comme fluide réfrigérant. On appelle les nouveaux matériaux des supraconducteurs à haute température critique (HTS pour High Temperature Superconductors en anglais), par rapport aux supraconducteurs à basse température critique (LTS pour Low Temperature Superconductors en anglais).

Diverses théories tentent d'expliquer le phénomène de la supraconductivité. La théorie BCS élaborée par les physiciens J. Bardeen, L. Cooper et R. Schrieffer en 1957, et qui se limite aux LTS, leur vaudra le prix Nobel de Physique en 1972. Les mécanismes de la supraconductivité à haute température sont quant à eux le sujet de recherches qui pour l'instant ne fait pas l'objet d'un consensus général.

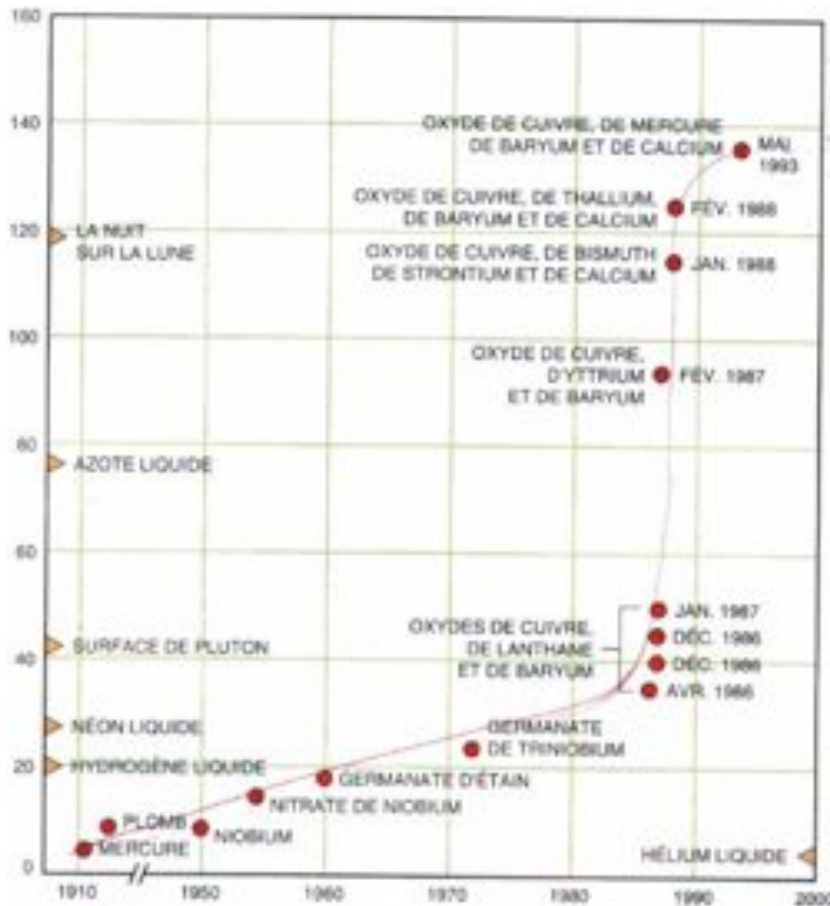


Figure 1-1 - Évolution des températures critiques (<http://www.lema.phys.univ-tours.fr>)

### 1.1.2 Grandeurs critiques

Il existe trois grandeurs critiques qui délimitent l'état supraconducteur d'un état dissipatif :

- la température critique ( $T_C$ ), qui est une grandeur propre au matériau,
- la densité de courant critique ( $J_C$ ) qui dépend de nombreux paramètres, notamment du procédé d'élaboration,
- et enfin le champ magnétique d'irréversibilité  $H^*$  qui est aussi une grandeur intrinsèque au matériau.

Ces trois grandeurs ( $T_C$ ,  $J_C$  et  $\mu_0 H^*$ ) délimitent une surface critique au-delà de laquelle le matériau devient dissipatif (cf. Figure 1-2). Cette description doit cependant être nuancée pour les conducteurs HTS qui présentent une anisotropie par rapport à l'induction magnétique.

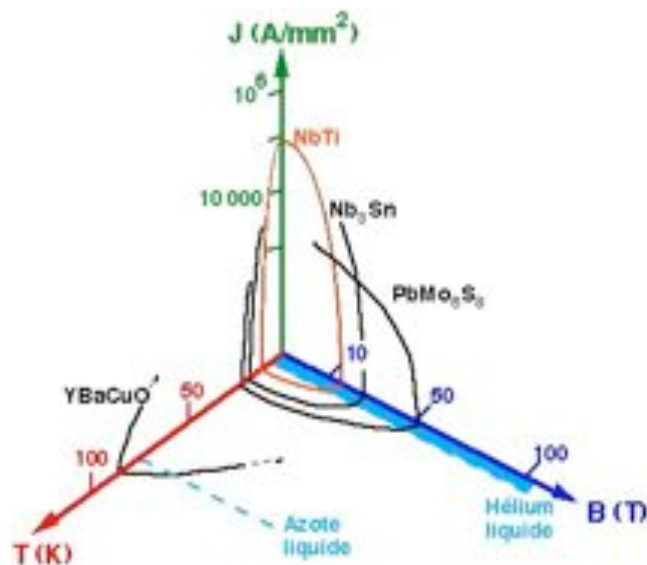


Figure 1-2 - Surface critique de quelques composés supraconducteurs

### 1.1.3 Les conducteurs LTS

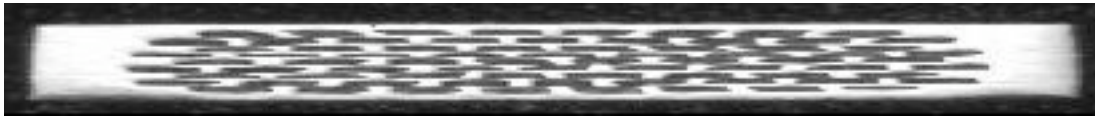
Les conducteurs supraconducteurs les plus largement utilisés sont les supraconducteurs à basse température critique. Ce sont des composés à base de niobium Nb qui sont refroidis à la température de l'hélium liquide.

Le plus commun est le NbTi qui a une température critique d'environ 9 K. Le NbTi présente des caractéristiques mécaniques qui permettent de le mettre en forme avec des moyens d'extrusion et d'étirage classique. Il est utilisé pour des champs magnétiques de 2 à 11 T. Le marché actuel est de 2000 tonnes par an, ce qui permet de le produire à un coût de 2 €/kA.m à 4,2 K et 5 T, c'est-à-dire que 1 m de conducteur avec un courant critique de 1 kA à 4,2 K et 5 T coûte 2 €. L'application principale est l'imagerie médicale (IRM). La spectroscopie RMN fait partie des applications importantes ainsi qu'actuellement la réalisation des aimants du Large Hadron Collider (LHC) [MOC05].



## INTRODUCTION GENERALE

Les composés BiSrCaCuO, de formule générale  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_{n-1}\text{Cu}_n\text{O}_{2n+4+\delta}$  sont utilisés principalement dans leur phase  $n=2$  (Bi-2212) et  $n=3$  (Bi-2223). Les composés BiSrCaCuO sont dits lamellaires car ils sont constitués de plaquettes dont l'épaisseur se trouve suivant l'axe  $c$ . Cette anisotropie structurelle leur confère une forte anisotropie des performances. Ainsi, le courant critique est plus sensible aux variations du champ magnétique selon l'axe  $c$  que selon les plans  $(a,b)$ . De plus le courant critique est limité par les défauts cristallins et les joints de grains, existants dans les structures poly-cristallines. Enfin, l'utilisation d'une matrice métallique est indispensable pour la mise en forme (étirage et laminage) et la relative élasticité du conducteur par rapport à la fragilité de la céramique. Seul l'argent convient car il est perméable à l'oxygène lors des traitements thermiques mais sa limite élastique est faible, inférieure à 50 MPa après les traitements thermiques. Enfin, les interfaces BiSrCaCuO/Ag sont favorables à la croissance de la structure poly-cristalline. Ces composés ont des températures critiques de l'ordre de 100 K qui les rend intéressants pour des applications à des températures de 20 à 80 K.



**Figure 1-4 – Section de ruban PIT Nexans**

Les rubans PIT sont aujourd'hui les seuls conducteurs supraconducteurs HTS disponibles en grandes longueurs. Les PIT Bi-2223 sont utilisés dans des démonstrateurs pour un prix de revient de 300 €/kA.m à 77 K et 0 T avec des perspectives à 50 €/kA.m. Le coût de la matière première limite fortement le développement de conducteur économique pour les PIT BiSrCaCuO/Ag.

Les développements des rubans PIT Bi-2212 sont entraînés par les travaux sur les PIT Bi-2223. Des traitements de compactage isostatique développés récemment ([HEL05]) utilisent des pressions supérieures à 300 bars. Ils permettent de densifier les filaments de Bi-2223, d'améliorer la connectivité des grains. Ainsi les propriétés de transport électrique sont améliorées. Des densités de courant de  $700 \text{ A/mm}^2$  ont été mesurées à 77 K en champ propre, soit 40 % d'augmentation. Les propriétés mécaniques sont également améliorées. Des contraintes critiques de traction de 154 MPa ont été mesurées à 77 K, par rapport à 85 MPa pour un ruban traité sans pression.

Le développement des applications à fort champ magnétique, par exemple la fusion en tokamaks (études EFDA) ou les accélérateurs pour la physique des particules (programme NED), amplifie l'intérêt pour les Bi-2212. Nous présentons dans la Partie 6 un exemple de mise en œuvre de ces fils ronds.

Le Bi-2212 a été choisi plutôt que le Bi-2223 pour la réalisation d'un démonstrateur de SMES pour les raisons suivantes :

1. Il est produit en longueurs kilométriques par Nexans

Il permettra de réaliser des SMES de tailles plus importantes car :

2. Il est possible de réaliser des fils ronds isotropes contrairement au Bi-2223 qui se présente forcément sous forme de fins rubans anisotropes. Ceci rend possible le câblage et la réalisation de câbles de sections importantes



## INTRODUCTION GENERALE

- Il présente des meilleures performances à 4,2 K sous inductions magnétiques supérieures à 15 T

Les rubans PIT constituent le conducteur que nous utilisons dans le cadre de cette thèse et du projet SMES DGA. Nous reviendrons plus en détails dans la Partie 4 sur le conducteur NEXANS utilisé.

### Stabilité des BSCCO

Un intérêt des BSCCO est qu'il présente une bien meilleure stabilité thermique que les conducteurs LTS.

Un modèle basé sur une loi de puissance  $E(J)$ , qui exprime la tension électrique  $E$  en fonction de la densité de courant  $J$ , représente assez bien le comportement des matériaux supraconducteurs lorsqu'on est proche de  $J_C$ , soit  $E_C = 1 \mu\text{V/cm}$  pour  $J = J_C$  et  $n$  l'indice de transition :

**Équation 1**

$$E = E_C \left( \frac{|J|}{J_C} \right)^{n-1} \frac{J}{J_C}$$

L'indice de transition  $n$  dépend du matériau, de la température et de l'induction magnétique. Pour les supraconducteurs LTS, il peut dépasser 50 alors que pour le Bi-2212, il est généralement compris entre 10 et 20. Ceci a pour conséquence une transition plus lente de l'état supraconducteur à l'état dissipatif.

Cette propriété des BiSrCaCuO, ainsi que leur chaleur spécifique plus élevée, permet d'assurer le point de fonctionnement d'un aimant, compte tenu d'éventuelles perturbations, avec des marges en température plus importantes entre la température critique et la température de fonctionnement [VYS04] [ROM04].

### 1.1.4.2 Les YBaCuO

La seconde génération de conducteurs HTS a donné les conducteurs déposés (Coated Conductors en anglais). Leurs performances sont bien meilleures que les BiSrCaCuO sous champ magnétique à des températures proches de l'azote liquide [SH05] avec un  $J_C$  supérieur à  $100 \text{ A/mm}^2$  à 77 K et 5 T. Ils permettent ainsi de travailler à des températures plus élevées, ce qui diminue le coût du refroidissement. Enfin le coût en matière première est beaucoup plus faible que les BiSrCaCuO PIT qui utilisent 2/3 d'argent.

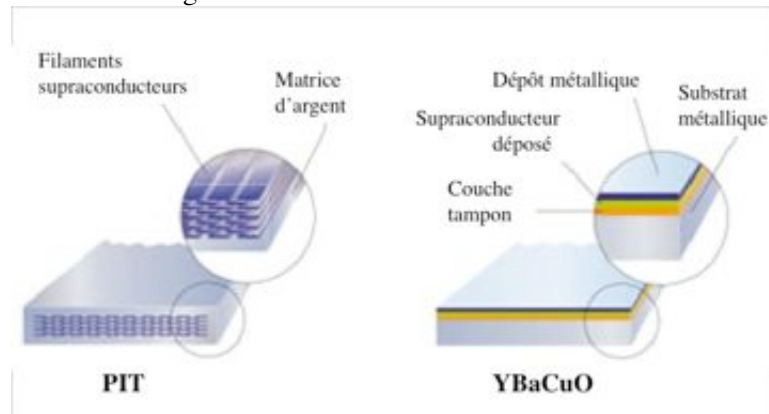


Figure 1-5 - Structure d'un ruban PIT et d'un conducteur déposé YBaCuO – source American Superconductor (source : <http://www.amsuper.com>)

## INTRODUCTION GENERALE

La difficulté est de réaliser une couche supraconductrice avec une désorientation angulaire des grains la plus faible possible. En effet, une désorientation de 10 degrés de la phase supraconductrice induit une dégradation du courant critique d'un facteur 10. C'est pourquoi ils sont réalisés à partir d'un substrat texturé et d'une couche tampon sur lesquels sont déposés des films d'YBaCuO pour synthétiser un film supraconducteur (cf. Figure 1-5). Les méthodes de dépôt de la couche supraconductrice sont physiques, comme la PLD (Pulsed Laser Deposition ou ablation laser) ou l'évaporation, ou chimiques, comme la MOCVD (Metallorganic Chemical Vapor Deposition), la CSD (Chemical Solution Deposition), la MOD (Metallorganic Decomposition) ou la spray pyrolyse.

Aujourd'hui, ils ne sont pas encore disponibles en grande longueur, les records atteignent 300 m. Des efforts importants sont fournis en laboratoire pour améliorer et réduire le coût des techniques de dépôt pour ces matériaux qui présentent un potentiel très important pour le développement de la supraconductivité. Les longueurs produites sont multipliées environ par 2 ou 3 tous les 6 mois et les objectifs japonais pour 2007 sont 60 €/kA.m pour des longueurs unitaires de 500 m produites à 5 m/h et des performances en transport :  $I_c = 300$  A/cm-w (1 cm-w est un centimètre de largeur de ruban). Ceci permettra de réaliser des démonstrateurs à moindres coûts et de permettre un meilleur accès aux applications de la supraconductivité.

La Figure 1-6 ci-dessous donne les propriétés de transport en A/cm-w pour les rubans PIT BSCCO et les CC à des températures différentes.

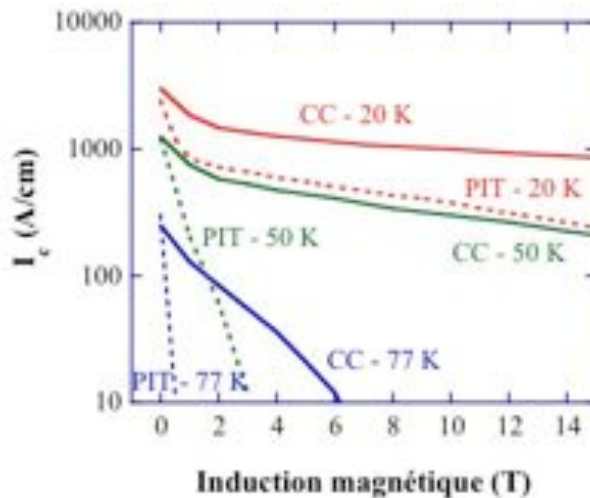


Figure 1-6 – Comparaison des courants critiques des PIT BSCCO et des CC YBCO

### 1.1.4.3 Coût de la cryogénie

Un intérêt primordial de travailler à des températures plus élevées est la diminution du coût de refroidissement, appelé aussi coût de la cryogénie.

En général le système de refroidissement utilise un fluide qui suit un cycle thermodynamique (Stirling, Brayton, Claude,...). Comprimé à température ambiante, il subit une détente et la puissance est absorbée par le compresseur. La puissance nécessaire  $P_A$  à la température ambiante  $T_A$  pour

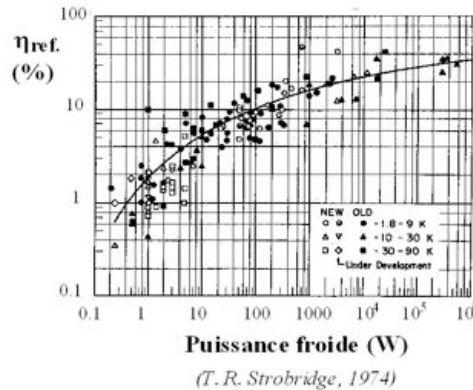
## INTRODUCTION GENERALE

extraire les pertes  $P_F$  à la température froide  $T_F$  est exprimée par une fraction du cycle de Carnot (cf. **Équation 2**).

$$\text{Équation 2} \quad P_A = P_F \frac{1}{\eta_{REF}} \frac{T_A - T_F}{T_F}$$

avec  $\eta_{REF}$  le rendement de réfrigération comparé au rendement de Carnot.

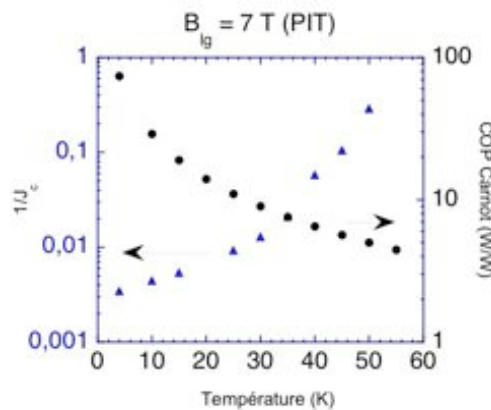
La Figure 1-7 [STR74] indique le rendement  $\eta_{REF}$  de diverses machines en fonction de la puissance froide  $P_F$ . Les petites machines ont un rendement de quelques % (2% pour 1 W) et pour les plus grosses machines, le rendement tend vers une valeur asymptotique à 40 %.



**Figure 1-7 – Evolution du rendement de réfrigération  $\eta_{REF}$  avec la puissance froide  $P_F$**

Les points sont corrélés indépendamment de la température froide  $T_F$ . Ceci montre qu'on a intérêt à travailler à « haute température » pour diminuer le coût du refroidissement.

Néanmoins, le coût d'une bobine supraconductrice ne dépend pas que du coût du refroidissement mais aussi du coût du supraconducteur. La Figure 1-8 représente l'évolution d'une part de  $1/J_C$  l'inverse de la densité de courant critique pour une induction magnétique longitudinale au ruban de 7 T, qui donne une tendance de l'évolution du volume, et donc du coût, de supraconducteur nécessaire pour un bobinage; d'autre de COP Carnot (W/W) le rapport  $(T_A - T_F)/T_F$  qui donne une tendance de l'évolution du coût de la cryogénie. Nous remarquons qu'en dessous de 20 K le coût de la cryogénie augmente rapidement et qu'au dessus de 30 K le coût du supraconducteur augmente rapidement. La plage de température 20-30 K est donc favorable pour l'utilisation des rubans supraconducteurs PIT dans des bobinages de fortes inductions.



**Figure 1-8 – Evolution du coût du supraconducteur et du coût du refroidissement avec la température**

## INTRODUCTION GENERALE

Ceci est confirmé par les travaux de P.F. Herrmann [HER00]. Il a cherché la température optimale pour minimiser le rapport coût / performance pour le Bi-2212. Le coût est calculé en k€. Ses hypothèses sont :

1. Coût du cryostat  $C_{CRYO}$  indépendant de la température
2. Coût du système de refroidissement  $C_{REF}$  donné par la loi de Strobidge (avec  $P_C$  la puissance de réfrigération en kW et  $T_F$  la température de fonctionnement)

Équation 3 
$$C_{REF} = 125 \left( P_C \frac{77K}{T_F} \right)^{0,6}$$

3. Coût du conducteur supraconducteur  $C_{COND}$  (avec  $l \cdot I(m.A)$  la quantité de supraconducteur nécessaire,  $B_{OP}$  l'induction magnétique de fonctionnement et  $P_{kA.m}(77K)$  le coût du conducteur)

Équation 4 
$$C_{COND} = l \cdot I \cdot P_{kA.m}(77K) \frac{I_C(77K, 0T)}{I_C(T_{OP}, B_{OP})}$$

4. L'évolution du courant critique avec la température sous induction magnétique selon le graphique de la Figure 1-9

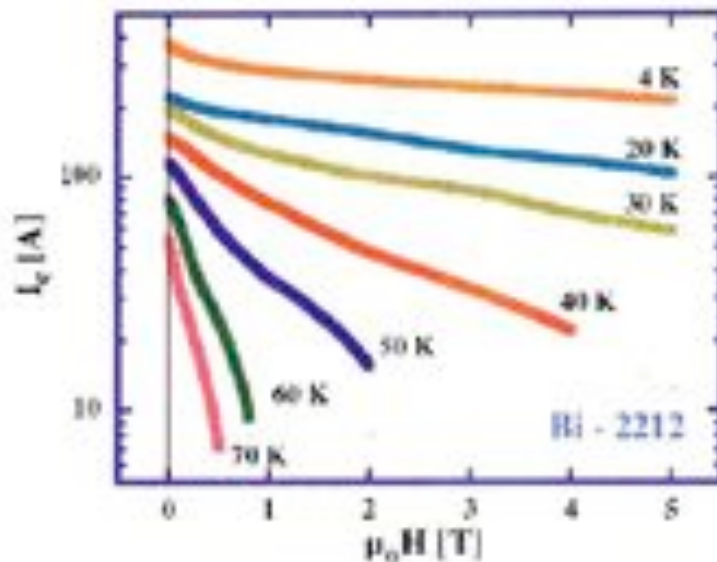


Figure 1-9 – Evolution du courant critique  $I_c$  avec  $B$  et  $T$  [HER00]

P.F. Herrmann a montré que pour une application DC avec puissance froide  $P_F = 100$  W, une quantité de **ruban supraconducteur PIT Bi-2212** nécessaire  $l \cdot I = 5000$  m.kA, une induction  $B_{OP} = 5$  T, un coût du conducteur  $P_{kA.m}(77K) = 10$  €/kA/m, **le coût est minimum pour une température dans la plage 20-30 K.**

## 1.2 Une application en électrotechnique : le SMES

### 1.2.1 Les applications des supraconducteurs en électrotechnique

## INTRODUCTION GENERALE

On trouve tout d'abord les technologies de remplacement qui voient leur taille et leur poids diminuer avec l'utilisation des supraconducteurs. C'est le cas des moteurs qui peuvent avoir de forts couples massiques et d'excellents rendements [TIX97] [KAL03] [OSW05]. Ces derniers points les rendent attractifs pour des utilisations dans des systèmes embarqués où les critères de place et de poids sont primordiaux. Les supraconducteurs peuvent aussi être utilisés dans des transformateurs en lieu et place des enroulements classiques en cuivre ou en aluminium permettant des gains intéressants. Des câbles supraconducteurs sont aussi étudiés dans l'optique de développer dans l'avenir des lignes voir des réseaux entièrement supraconducteurs (alternateurs + câbles + transformateurs etc...). La difficulté principale est posée par la cryogénie qui doit permettre de refroidir l'intégralité du câble sans trop de pertes et à un coût raisonnable. Nexans développe des câbles pour le réseau de Long Island [MAG05].

Ensuite on trouve des technologies propres à la supraconductivité. Une application très intéressante des supraconducteurs réside dans leur capacité à limiter un courant de défaut puisqu'il n'existe pas de dispositif traditionnel ayant cette fonctionnalité en haute tension. C'est la transition de l'état supraconducteur vers l'état dissipatif qui est utilisée [POR02] [BOC04]. Un supraconducteur est inséré sur une ligne électrique. En fonctionnement normal, ce dernier est pratiquement transparent. Si un défaut apparaît, l'augmentation brutale du courant est limitée à des valeurs raisonnables (1 à 4 fois le courant assigné) presque instantanément par la transition brutale du supraconducteur qui laisse apparaître une résistance importante. Nexans développe des solutions originales de limiteurs de courant à partir de barreaux massifs de céramique BSCCO.

Une expérience classique et spectaculaire de la supraconductivité est la lévitation passive d'un aimant au-dessus d'une pastille supraconducteur. Le principe est utilisé pour le stockage d'énergie par volant d'inertie (flywheels en anglais) [KIT05]. L'énergie est stockée sous forme d'énergie cinétique mais les mécanismes de conversion en énergie électrique ne permettent pas de la transférer rapidement. Ceci conduit à des puissances limitées comme représenté sur la Figure 1-10.

### 1.2.2 SMES : le stockage d'énergie électrique

#### 1.2.2.1 Généralités

Outre les utilisations que nous venons voir, les supraconducteurs permettent de concevoir un stockage direct de l'énergie électrique sous forme magnétique, dans des bobines appelées SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage).

Un bobinage d'inductance propre  $L$  permet de stocker une énergie  $W_{MAG}$  sous forme magnétique lorsqu'il est traversé par un courant  $I$  selon:

**Équation 5** 
$$W_{MAG} = \frac{1}{2} LI_{OP}^2$$

L'intérêt d'un bobinage supraconducteur pour le stockage d'énergie est de présenter des pertes Joule quasi nulles lorsqu'on le met en court-circuit.

Avec les capacités, ce sont les seuls moyens de stockage direct de l'électricité. Ainsi, ils ont des rendements très importants et des temps de déstockage très courts.

## INTRODUCTION GENERALE

L'énergie stockée dépend de l'induction magnétique dans le bobinage. En effet, la densité d'énergie stockée s'exprime :

**Équation 6**

$$W_{MAG} = \int_{Vol} \frac{B^2(V)}{2\mu_0} dV$$

Si on souhaite maximiser la densité volumique d'énergie stockée, on voit donc qu'il faut augmenter l'induction magnétique. Par exemple pour  $B = 6 \text{ T}$ ,  $B^2/2\mu_0 = 14,4 \text{ MJ/m}^3$ . Ainsi, on va rencontrer la limite donnée par l'induction critique du matériau supraconducteur d'une part et d'autre part les limites mécaniques des matériaux soumis aux efforts engendrés par la force de Lorentz.

La mécanique est un élément primordial pour les bobines supraconductrices. Les densités de courant très élevées et l'induction magnétique résultante induisent des efforts électromagnétiques intenses. Une structure mécanique rigide devra reprendre ces efforts pour éviter tout déplacement du conducteur. Une expression issue du théorème du viriel permet de relier l'énergie magnétique à la contrainte admissible:

**Équation 7**

$$W_{MAG} = \frac{\sigma_{MAX}}{d} (M_T - M_C)$$

avec  $W_{MAG}$  l'énergie magnétique,  $\sigma$  la contrainte admissible,  $d$  la densité,  $M_T$  la masse en traction et  $M_C$  la masse en compression.

On voit donc que l'énergie stockée dépend directement de la contrainte admissible, soit par le conducteur, soit par la structure qui va reprendre les efforts. Par exemple pour les aciers, l'énergie spécifique du matériau  $\sigma/d$  s'élève à  $30 \text{ kJ/kg}$ . L'ordre de grandeur des aimants actuels est de  $10 \text{ kJ/kg}$ . Nous considérons par la suite que les efforts sont repris principalement par le conducteur.

Malgré une densité d'énergie volumique et massique limitées ( $40 \text{ kW/kg}$ ), les SMES peuvent avoir des densités de puissance importantes ( $100 \text{ MW/kg}$ ). C'est ce qui est illustré sur la Figure 1-10 où on voit que les SMES permettent d'atteindre des puissances importantes, par rapport aux batteries par exemple, avec une énergie stockée faible, par rapport aux barrages hydroélectriques ou aux CAES (compressed air energy storage), qui utilise des cavernes géologiques pour stocker du gaz comprimé.

La puissance disponible ( $P_{OP} = V_{OP} I_{OP}$ ) est limitée par le courant de fonctionnement  $I_{OP}$ , par la tension inductive  $V_{OP}$  générée pendant la décharge et par le développement de courants de Foucault qui mènent à une dissipation d'énergie. L'utilisation des conducteurs HTS permet d'augmenter  $V_{OP}$  et donc la puissance disponible. En effet, la marge de température est plus élevée que pour les conducteurs LTS et une isolation électrique renforcée est donc possible. L'augmentation du courant permet en outre d'abaisser les tensions de décharge à puissance donnée. C'est ce que nous détaillerons dans la Partie 6 dans le cadre d'une extrapolation à  $20 \text{ MJ}$ .

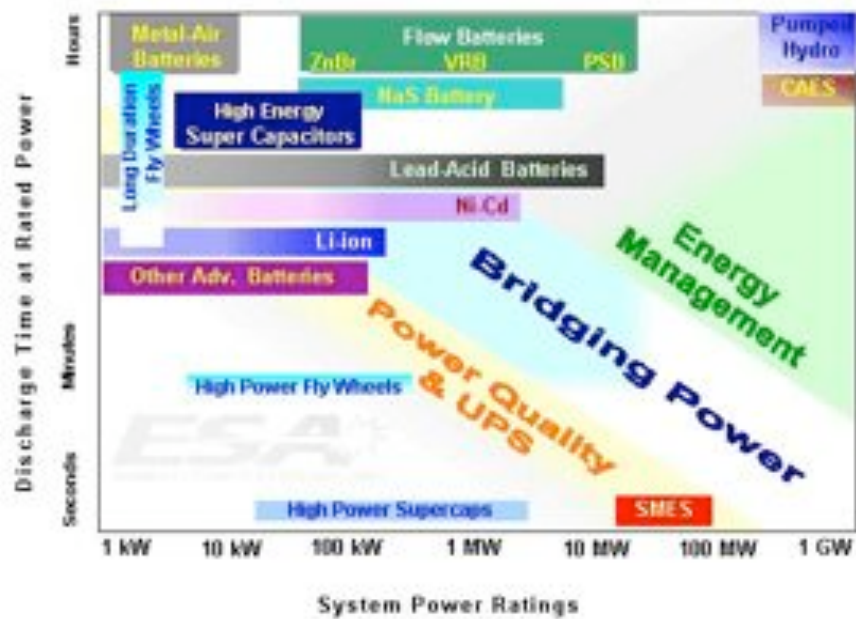


Figure 1-10 - Stockage de l'énergie électrique (graphique de l'Electricity Storage Association (ESA)  
 source : <http://www.energystorage.org/>)

L'origine historique des SMES remonte à 1969 avec les travaux de Ferrier [FER69]. L'application visée était le nivellement de charge. Des SMES ont été dimensionnés dans le but de stocker, de la même façon que dans les barrages hydroélectriques, l'énergie produite pendant les heures de faible consommation. Mais le gigantisme des bobines nécessaires : 1 km de diamètre, 18 TJ stockés, rend difficile leur réalisation pratique.

Des applications avec des niveaux d'énergie stockés plus faibles ont été réalisées. La majorité des SMES utilisent des supraconducteurs LTS et essentiellement le NbTi. De nombreux projets de SMES LTS ont été menés à travers le monde (cf. p. 15-16 thèse E. Floch [FLO99]). Ainsi, l'US Air Force utilise depuis 10 ans des SMES de 1 à 10 MJ destinés à protéger des charges critiques contre les microcoupures [PAR95]. Le Wisconsin Public Service Corp. (WPS) a installé en 2000 un SMES commercialisé par les sociétés American Superconductor et GE Industrial et installé dans une remorque de camion (cf. Figure 1-11). Ce système, réalisé à partir d'une bobine en NbTi, permet de stocker 3 MJ pour des décharges de 3 MW, pour stabiliser le réseau.

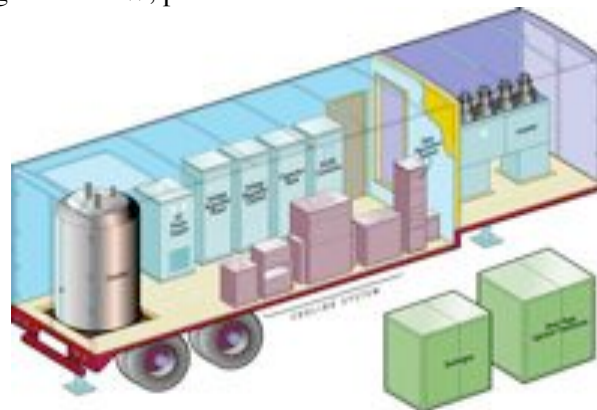


Figure 1-11 – Schéma du D-SMES commercialisé pour la stabilisation du réseau (source : <http://www.geindustrial.com>)

## INTRODUCTION GENERALE

On peut classer les SMES en trois catégories :

### .SMES réseau (FACTS (Flexible AC Transmission System))

-de 10 à 500 MJ, ils sont utilisés pour la stabilisation d'oscillations de puissance de façon à absorber les variations de puissance. On trouve par exemple un SMES de 3,6 MJ fabriqué au Japon [HAY99]. Les premiers tests effectués en 1998 ont démontré la capacité de ce prototype à limiter les oscillations de puissance.

-de 10 à 500 MJ, ils sont utilisés pour la compensation de l'énergie réactive de façon à limiter le déphasage entre le courant et la tension sur les grandes lignes de distribution et ainsi réduire les pertes Joule.

### .SMES microcoupures

-de 1 à 100 MJ, ils sont utilisés pour protéger des microcoupures de courant (inférieures à la milliseconde). Les avantages par rapport à un onduleur sont un temps de recharge plus court et un rapport puissance sur énergie stockée plus grand. On trouve par exemple les SMES de l'US Air Force cités précédemment.

### .SMES impulsions

-de 1 à 100 MJ ils sont utilisés pour fournir une forte impulsion de courant sur un temps court, c'est le cas du SMES DGA.

Selon l'utilisation pour le contrôle rapide des puissances actives et réactives d'un réseau ou pour un lanceur électromagnétique par exemples, on pourra déstocker cette énergie de manière régulée (cf. Figure 1-12) ou impulsionnelle.

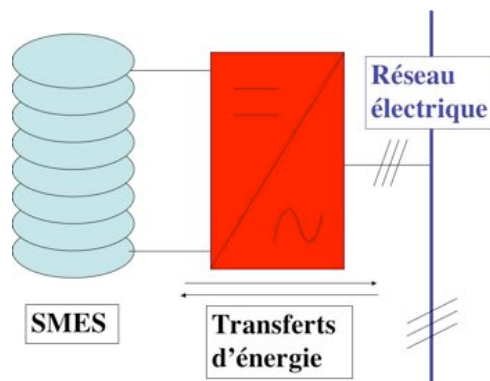


Figure 1-12 - Principe simplifié du fonctionnement d'un SMES régulé

Malgré la démonstration faite de pouvoir protéger des charges critiques pour certains ou de limiter des oscillations de puissance pour d'autres, les SMES LTS restent encore peu développés. La limitation réside dans le coût élevé des supraconducteurs, de la cryogénie à l'hélium liquide et de l'électronique de puissance. De plus, l'utilisation de supraconducteurs LTS peut amener à des quenches, c'est-à-dire des transitions très rapides de l'état supraconducteur à l'état dissipatif, lorsque des instabilités sont créées comme par exemple pendant la reprise des creux de tensions. Enfin, la



## INTRODUCTION GENERALE

nécessité d'assurer un bon refroidissement impose d'utiliser une isolation faible qui limite la tension d'utilisation.

Les supraconducteurs HTS présentent des caractéristiques intéressantes pour les SMES. D'abord ils ont une plus grande stabilité thermique, et donc une meilleure résistance à des perturbations extérieures. On peut donc utiliser une isolation plus importante et ainsi augmenter les tensions et donc les puissances. De plus, l'utilisation des SMES HTS, fonctionnant à des températures plus élevées, permet de diminuer le coût du refroidissement. Enfin, leurs performances dans des champs magnétiques intenses restent élevées (cf. Figure 1-3). Dans le Tableau 1 ci-dessous on a reporté les principaux de projets de SMES HTS.

Pays	année	énergie/ puissance /conducteur	Application	acteurs	réalisations	Référence
Chine	2003	3,45 kJ / Bi-2223	-	Tsinhua University	construction d'un solénoïde et tests	[JIA03]
	2004	50 kJ / 10 kW	Réseau	Huazhong University	étude	[TAO04]
Corée	2004	36,5 kJ / Bi-2223	réseau ou microcoupures	Seoul National University	construction d'un tore et tests	[KIM05]
Allemagne	2003	150 kJ / Bi-2223	microcoupures	ACCEL Instruments GmbH /	étude et construction	[KRE03]
Japon	2005	1 MJ / Bi-2212	impulsionnel	Chubu Electric Power / Toshiba / Showa	étude, construction et tests	[SHI05]

**Tableau 1 - Projets de SMES HTS**

Ces SMES HTS ont montré leur capacité de fonctionner avec des conducteurs BiSrCaCuO, refroidis par des cryoréfrigérateurs, ce qui simplifie leur utilisation. Aujourd'hui le développement des SMES HTS est limité par le coût et la disponibilité de conducteurs de grandes longueurs. De grands espoirs se focalisent sur l'YBaCuO pour la réalisation de conducteurs économiques [ICH05].

### **1.2.2.2 SMES DGA pour le lanceur électromagnétique**

Le SMES DGA est destiné à l'alimentation d'un lanceur électromagnétique à rails. Dans un lanceur à rails, les rails sont alimentés par des très fort courants qui créent un champ magnétique dans l'espace entre les rails (cf. Figure 1-13). C'est à ce niveau que se trouve le projectile qui est constitué pour partie d'un « pont » conducteur qui permet le passage du courant d'un rail à l'autre. Ainsi la force de Laplace créée au niveau du pont permet de lancer le projectile à très grande vitesse. L'impulsion idéale est créée par des courants de 100 kA à 10 MA pendant 1 ms.

## INTRODUCTION GENERALE

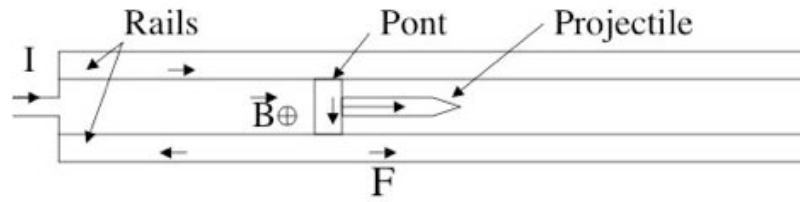


Figure 1-13 - Lanceur à rails

Les applications vont des projectiles antichars (75 MJ/15 GW) et anti-aérien (0,9 MJ/1 GW) aux drones.

Pour un système embarqué, on a besoin de densités d'énergie stockée supérieures à  $10 \text{ MJ/m}^3$ . Actuellement l'alimentation d'un lanceur est assurée par des sources non supraconductrices. Des bancs de condensateurs sont utilisés pour des densités de quelques  $\text{MJ/m}^3$ . Plusieurs sources doivent être utilisées pour s'approcher de l'impulsion idéale. Des générateurs homopolaires ou synchrones permettraient pour leur part d'atteindre des densités de  $100 \text{ MJ/m}^3$  mais ils nécessiteraient d'utiliser des interrupteurs coupant des courants supérieurs à 1 MA.

L'intérêt des alimentations supraconductrices réside d'abord dans leur densité d'énergie élevée de l'ordre de  $10 \text{ MJ/m}^3$ .

Les transformateurs supraconducteurs peuvent générer des forts courants naturellement par leur rapport de transformation. En stockant tout d'abord l'énergie dans le bobinage primaire court-circuité, la transition complète de ce dernier permet de transférer cette énergie dans la charge au niveau du bobinage secondaire. Par contre, des difficultés persistent comme les surtensions au sein du primaire et la nécessité d'avoir un bon couplage, pour avoir un rapport de transformation élevé pour avoir un rendement élevé [NET98]. Ces contraintes limitent l'épaisseur du bobinage et donc sa densité d'énergie. Par ailleurs, ce système basé sur la transition n'est pas adapté aux supraconducteurs HTS puisque l'énergie nécessaire à les faire transiter est trop élevée.

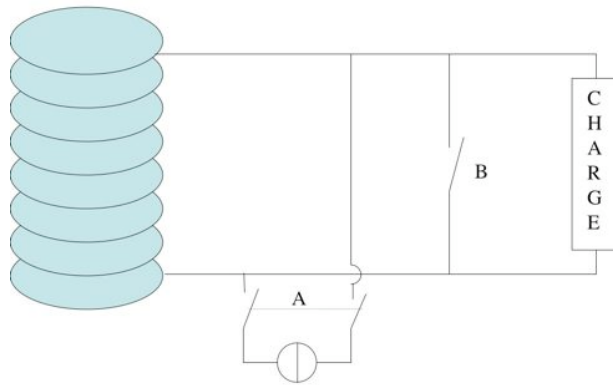
La Délégation Générale pour l'Armement (DGA) a financé au début des années 2000 un projet de SMES réalisé avec des rubans PIT Bi-2212 fonctionnant dans l'hélium liquide. La DGA a ensuite lancé un projet en 2003 pour la conception, la réalisation et les tests d'un démonstrateur de SMES impulsif de 500 kJ fonctionnant à 20 K. C'est dans le cadre de ce projet que se déroule cette thèse. Le SMES impulsif permet de réaliser un stockage direct de l'énergie et d'avoir un rendement important. Le dimensionnement n'étant pas contraint par le couplage, par rapport aux transformateurs, on peut concevoir des bobinages plus épais et obtenir des densités d'énergie stockées plus importantes.

Le fonctionnement du SMES comme source d'alimentation directe est décrite ci-dessous. Ainsi l'énergie est stockée pendant un temps très long. A l'aide de la Figure 1-14 ci-dessous, sur laquelle la protection du bobinage n'est pas représentée, nous allons détailler les séquences de fonctionnement.

Dans un premier temps, A fermé et B ouvert, la bobine est alimentée par une source de courant jusqu'à atteindre le courant nominal. Alors on ferme B, on abaisse le courant délivré par la

## INTRODUCTION GENERALE

source de courant et on ouvre A, l'énergie stockée est alors conservée dans le SMES avec des pertes quasi-nulles. Lorsqu'on souhaite utiliser cette énergie, on ouvre B et la charge est alors alimentée.



**Figure 1-14 - Séquences de fonctionnement du SMES**

En conclusion, nous allons donc utiliser des supraconducteurs HTS PIT Bi-2212 produits par Nexans pour réaliser un SMES impulsif de 500 kJ, étape technologique avant les SMES de 20 MJ.

## Partie 2 CONCEPTION

## 2.1 INTRODUCTION

### 2.1.1 Principe du dimensionnement

Le dimensionnement de la bobine de stockage d'énergie pour le SMES DGA consiste en trois études interdépendantes.

#### 1. Contraintes mécaniques du conducteur

La contrainte mécanique maximale sur le conducteur sera le critère principal de dimensionnement. Il est par conséquent primordial de calculer les contraintes mécaniques sur le conducteur. Cette étude est détaillée dans le paragraphe 2.2.2.

#### 2. Etude électromagnétique

Cette étude consiste à dimensionner la géométrie de la bobine. L'objectif est de stocker l'énergie avec un minimum de ruban supraconducteur pour une contrainte mécanique maximale donnée. Cette étude est détaillée dans les paragraphes 2.2.4 et 2.2.5.

#### 3. Etude thermique

Cette étude consiste à dimensionner l'environnement du bobinage pour assurer le refroidissement de la bobine et limiter les pertes par courants de Foucault pendant la décharge. Les objectifs sont de maintenir le conducteur dans l'état supraconducteur et d'assurer le retour rapide à la température nominale après une décharge. Cette étude est détaillée dans le paragraphe 2.3.

Ces études sont dépendantes les unes des autres. Nous avons fait des compromis pour arriver à une convergence commune des objectifs de chaque étude, qui prises indépendamment donneraient des résultats divergents.

Le développement de la production du ruban supraconducteur a permis d'obtenir des grandes longueurs de ruban. Les performances et les dimensions présentent des variations, comme détaillé dans la Partie 4.

La conception du SMES a donné lieu à de nombreuses itérations pour aboutir à des compromis répondant aux spécifications du cahier des charges.

### 2.1.2 Cahier des charges DGA

Le cahier des charges du démonstrateur tel qu'il a été donné par la DGA est le suivant :

- Energie stockée disponible : 500 kJ
- Induction magnétique: supérieure à 2 T
- Température de fonctionnement : supérieure à 20 K
- Courant de transport du démonstrateur : supérieur à 300 A
- Tension de service : 1 kV
- Temps de décharge : 2 s

Par rapport au cahier des charges et dans un deuxième temps, le SMES devrait être déchargé plus rapidement (10 ms) sous une tension de 10 kV. Même si ces contraintes ne sont pas au cahier des charges, le dimensionnement les considère. Le cahier des charges ne précise rien quant au champ de fuite (ligne de 0,5 mT par exemple). L'écrantage actif nécessite un volume important de conducteur. Comme son coût est élevé au stade actuel de développement, la bobine ne sera pas écrantée. Cependant l'écrantage peut être une contrainte forte du dimensionnement pour une application militaire, d'une part par rapport à la furtivité puisque la signature magnétique participe à la détection d'une cible. D'autre part l'utilisation embarquée doit être compatible électromagnétiquement avec l'électronique à bord. Enfin, il faut préciser que la limite fixée pour les applications médicales est donnée par l'utilisation d'un stimulateur cardiaque : 0,5 mT. Nous détaillons dans la Partie 6 les différents types d'écrantage et leurs caractéristiques.

L'énergie stockée n'est pas totalement disponible pour une décharge résistive. En effet, si on modélise la bobine par une inductance parfaite  $L$  en série avec une résistance parfaite  $R$  (la charge) pendant la décharge, le courant varie selon :  $I = I_{OP} e^{-t/\tau}$  avec  $\tau = L/R$ . L'énergie disponible  $W_R$  dans la charge  $R$  s'exprime alors :

**Équation 8**

$$\begin{cases} W_R = W_{MAG} [1 - e^{-2t_D/\tau}] \\ \tau = \frac{2W_{MAG}}{I_{OP}V_{OP}} \end{cases}$$

La tension maximale aux bornes de la charge est fixée à  $V_{OP} = 2$  kV. Pour un courant nominal  $I_{OP} = 315$  A, un temps de décharge  $t_D = 2$  s, une énergie stockée  $W_{MAG} = 800$  kJ,  $W_R = 634$  kJ.

Cette équation ne prend pas en compte l'énergie dissipée dans la bobine (pertes AC) et le cryostat (pertes par courants induits). On peut estimer dans un premier temps à 100 kJ cette énergie dissipée par la source (bobine + cryostat) pour une décharge de 2 s. L'énergie disponible au niveau de la charge est donc de 534 kJ, soit une marge de 7 % par rapport au cahier des charges.

**On fixe donc à 800 kJ le niveau d'énergie de la bobine à dimensionner.**

## 2.2 DIMENSIONNEMENT DU BOBINAGE

### 2.2.1 Introduction

La réalisation d'une bobine de stockage de 500 kJ fonctionnant à 20 K implique l'utilisation de conducteur HTS. Parmi les conducteurs HTS, seuls des rubans à base de céramique complexes constituées d'atomes de bismuth, strontium, calcium, cuivre et oxygène (rubans BSCCO) peuvent être produit à ce jour en longueurs kilométriques nécessaires à la réalisation de la bobine. Ces rubans, obtenus par procédés Powder In Tube (PIT), sont constitués de dizaines de filaments micrométriques de céramique répartis au sein d'une matrice d'argent ou d'alliage d'argent.

Un type de céramique est développé à l'échelle industrielle avec pour composition  $Bi_2Sr_2Ca_1Cu_2O_{8-x}$  (Bi-2212) et permet un fonctionnement avec des inductions magnétiques de 5 T et plus. La température de 20 K est proche du minimum du coût d'un aimant en rubans PIT Bi-2212 fonctionnant à 5 T (cf. Paragraphe 1.1.4.3)

Le ruban PIT Bi-2212 produit par Nexans à Jeumont est l'élément de base du bobinage pour le SMES DGA. Le conducteur utilisé est constitué d'un empilage de plusieurs rubans soudés entre eux

## CONCEPTION

par co-étamage, co-bobinés avec un ruban d'acier inoxydable. Le conducteur est isolé avec du ruban Kapton (cf. Partie 4).

Après des premières mesures, **le rayon de courbure minimum du conducteur  $r_{MIN}$  est fixé à 150 mm**. Ce sera le rayon intérieur de la bobine puisqu'on a intérêt à se placer au rayon minimum pour diminuer la taille de la bobine.

Équation 9 
$$r_{MIN} = 0,15m$$

Nous allons tout d'abord présenter les calculs des contraintes mécaniques utilisés pour dimensionner le bobinage. Ensuite, nous montrerons pourquoi nous avons choisi la géométrie en galettes, plutôt qu'en couches. Et enfin nous détaillerons l'optimisation de la géométrie en galettes.

### 2.2.2 Contraintes mécaniques

La performance mécanique d'un ruban est caractérisée par la contrainte critique, au-dessus de laquelle le courant critique  $I_c$  est dégradé de 5 %. En général, elle est déterminée par un essai dans l'azote liquide. L'essai consiste à appliquer une contrainte sur le ruban puis à mesurer le courant critique. La contrainte est incrémentée pour obtenir finalement une courbe telle que celle de la Figure 2-1 réalisée avec les rubans au début du projet et qui donne une contrainte critique de traction de 120 MPa.

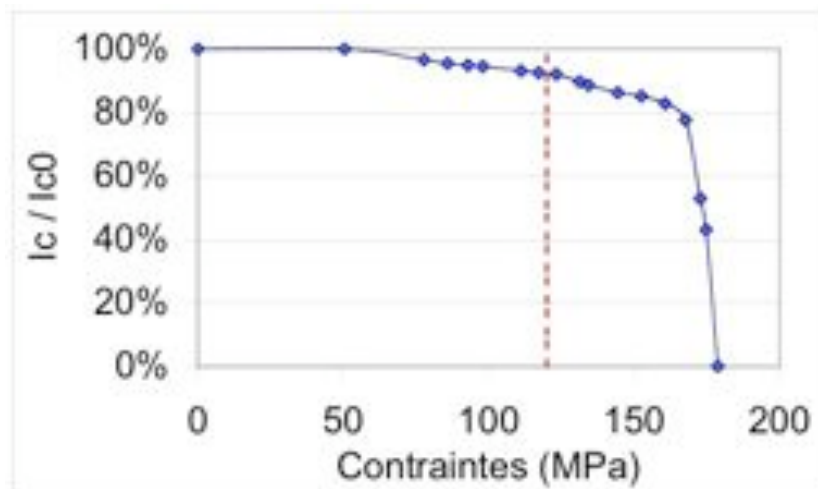


Figure 2-1 – Evolution du courant critique avec la contrainte de traction

**La valeur de la contrainte critique de traction du ruban est donc fixée à 120 MPa pour le dimensionnement.**

Équation 10 
$$\sigma_c(RUBAN) = 120MPa$$

L'emploi d'un ruban d'acier inoxydable bobiné en parallèle permet de reprendre une partie des efforts générés au niveau du ruban. Nous avons choisi d'utiliser un ruban d'inox de même épaisseur que les rubans supraconducteurs, compromis entre la tenue mécanique et l'élasticité en

flexion. La largeur doit en revanche être plus faible pour éviter de déchirer le ruban Kapton qui enveloppe le conducteur. En pratique les dimensions retenues sont un ruban d'épaisseur 0,2 mm et de largeur 3,8 mm. Néanmoins la valeur de la contrainte critique de traction du conducteur renforcé avec de l'inox n'était pas disponible au début du projet.

De plus le retour d'expérience nous a incité à ne pas dépasser des contraintes de l'ordre de 100 MPa pour un premier prototype [VAL03].

**Pour le dimensionnement, nous avons donc fixé la contrainte critique de traction du conducteur à 120 MPa.**

**Équation 11** 
$$\sigma_c(\text{CONDUCTEUR}) = 120 \text{ MPa}$$

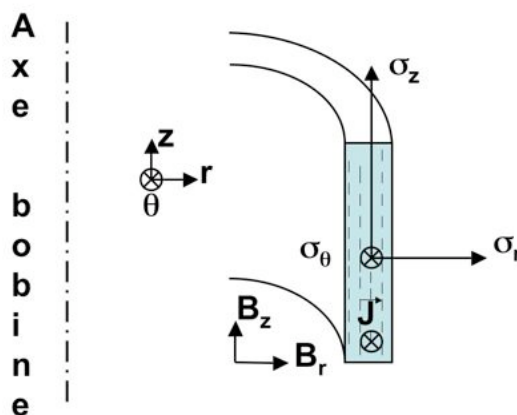
Une analyse précise des contraintes dans un bobinage nécessite de prendre en compte l'anisotropie des propriétés mécaniques et thermiques du bobinage constitué de conducteur et d'isolants. Pour les cas de bobinages imprégnés, des codes par éléments finis permettent d'avoir une bonne approche du problème. Le bobinage que nous considérons n'étant pas vraiment imprégné comme nous le verrons par la suite, une approche purement électromagnétique a été retenue.

Les contraintes sur le conducteur sont la somme des contraintes électromagnétiques d'une part et des contraintes de bobinage et de refroidissement d'autre part. Dans nos calculs, nous considérons qu'aux contraintes électromagnétiques, il faut ajouter 20 % de contribution des efforts dus à la tension de bobinage (10 MPa en moyenne) et au refroidissement [MAR81].

**Équation 12** 
$$\sigma_{TOTAL} = 1,2 \cdot \sigma_{ELECTROMAGNETIQUE}$$

Le ruban est soumis à trois composantes d'efforts (cf. Figure 2-2) :  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$  et  $\sigma_z$  dans un repère cylindrique (r,θ,z) avec z l'axe de la bobine. Le courant de transport circule selon l'axe θ de la Figure 2-2.

1. la contrainte dans la longueur du conducteur  $\sigma_\theta$
2. la contrainte  $\sigma_r$
3. la contrainte  $\sigma_z$



**Figure 2-2 - Contraintes mécaniques sur le ruban**



## CONCEPTION

Ces contraintes sont créées par la force de Lorentz. La composante  $B_r$  de l'induction crée un effort selon  $z$  ( $\sigma_z$ ).  $B_z$  est à l'origine des contraintes  $\sigma_r$  et  $\sigma_\theta$ .

Les contraintes induites par les forces de Lorentz dans un solénoïde sont schématisées sur la Figure 2-3 ci-dessous par des flèches de taille proportionnelle au niveau de contrainte. La représentation géométrique du bobinage sera **la même dans tout le rapport**. Nous considérons seulement la moitié de la géométrie en représentation axisymétrique avec l'axe de symétrie en dehors de la figure et du côté gauche.

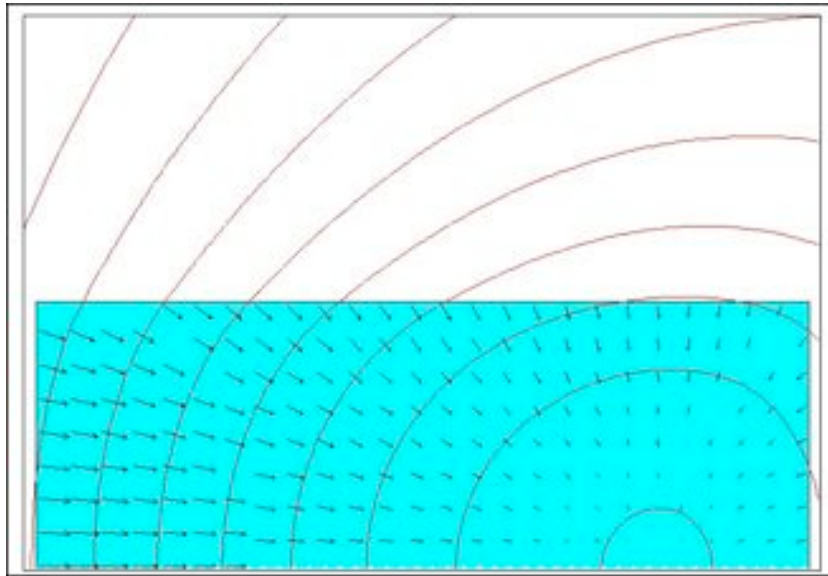


Figure 2-3 - Lignes équiflux et vecteurs des forces électromagnétiques

Dans un solénoïde, la contrainte azimutale dans le solénoïde qui est la contrainte de traction sur la longueur du ruban peut être obtenue simplement en supposant chaque spire indépendamment, on la note  $\sigma'_\theta$  :

**Équation 13** 
$$\sigma'_\theta = J_{ruban} \cdot B_z(r) \cdot r$$

avec  $J_{ruban}$  la densité de courant dans le ruban,  $r$  le rayon par rapport au centre du solénoïde et  $B_z(r)$  l'induction magnétique selon l'axe du solénoïde.

Ce calcul revient à négliger la contrainte de compression  $\sigma_r$ . Nous montrerons (cf. Partie 5) que  $\sigma_r$  est négligeable.

**Nous avons basé le dimensionnement du bobinage sur le calcul de cette contrainte de traction  $\sigma'_\theta$  sur la première spire de la galette médiane, où l'induction magnétique est maximale. On en déduit la première équation de dimensionnement : Équation 14, d'après l'Équation 11, l'Équation 12 et l'Équation 13.**

**Équation 14** 
$$J_{ruban} \cdot B_z(r_{MIN}) \cdot r_{MIN} \leq 100MPa$$

## CONCEPTION

La contrainte de compression  $\sigma_z$  est calculée en faisant le rapport de la somme des efforts produits par la force de Lorentz (composante  $B_r$  de l'induction magnétique) sur les différentes galettes divisée par la surface d'appui sur les rubans supraconducteurs. Comme nous le détaillerons dans la Partie 5, le courant critique du conducteur n'est pas dégradé par la compression  $\sigma_z$  maximale sur les galettes médianes au niveau du plan médian de la bobine.

L'hypothèse d'indépendance des spires n'est pas rigoureuse dans le cas d'un solénoïde. Cependant nous verrons que les contraintes maximales en supposant les spires indépendantes ou non sont proches (cf. Partie 5).

### 2.2.3 Caractéristiques critiques du conducteur

La capacité de transport d'un fil supra est limitée par sa caractéristique critique :

$$J_c(\mathbf{B}, \theta, T, \sigma).$$

Avec

$J_c$  la densité de courant critique,

$\mathbf{B}$  l'induction magnétique,

$\theta$  l'angle d'incidence du vecteur  $\mathbf{B}$  par rapport à la surface du ruban ( $\theta=0^\circ$  lorsque  $\mathbf{B}$  est purement parallèle à la surface du ruban, on appelle cette composante longitudinale  $B_{LG}$ ,  $\theta=90^\circ$  lorsque  $\mathbf{B}$  est purement perpendiculaire à la surface du ruban, on appelle cette composante transversale  $B_{TR}$ ),

$T$  la température et

$\sigma$  l'état des contraintes mécaniques.

La bobine a été dimensionnée pour que les contraintes maximales soient inférieures aux contraintes critiques. Nous pouvons donc négliger l'influence des contraintes mécaniques sur la densité de courant critique.

L'influence de  $(\mathbf{B}, \theta)$  est ramenée à l'influence de ses deux composantes extrêmes  $B_{LG}$  et  $B_{TR}$  (cf. Figure 2-4).

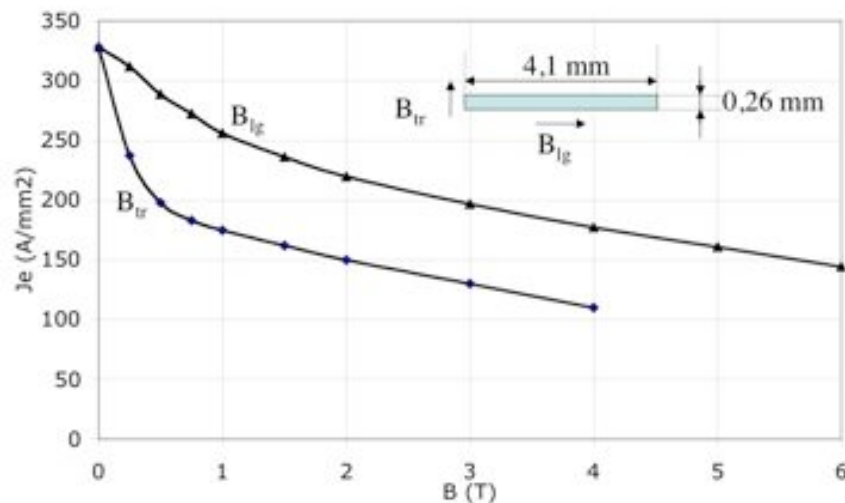


Figure 2-4 - Performances du ruban du pré-dimensionnement ( $\sigma = 0$ )

Densité de courant critique à 20 K dans un ruban en fonction de

- l'induction magnétique parallèle au plan du ruban ( $B_{LG}$ )
- l'induction perpendiculaire au plan du ruban ( $B_{TR}$ )

## CONCEPTION

Classiquement, les bobinages avec des supraconducteurs à basse température critique (NbTi, Nb<sub>3</sub>Sn) sont dimensionnés avec une marge de température entre la température de fonctionnement T<sub>OP</sub> et la température de partage du courant, entre le supraconducteur et la matrice résistive, T<sub>CS</sub> (Current Sharing en anglais). La densité de courant de fonctionnement de la bobine J<sub>OP</sub> et l'induction magnétique B<sub>OP</sub> sont définis par l'intersection de la caractéristique critique du conducteur J<sub>C</sub>(B) à la température T<sub>CS</sub> et de la droite de charge de la bobine.

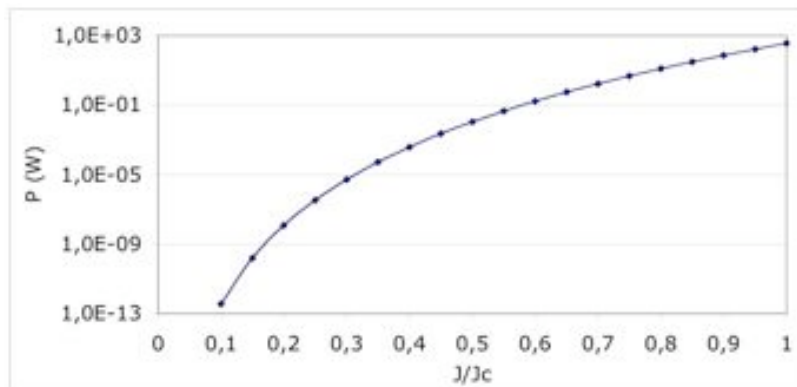
**Équation 15**  $J_{OP} = J_C(T_{CS}, B_{OP})$

Dans le bobinage du SMES DGA avec des supraconducteurs à haute température critique, la température T<sub>CS</sub> n'a pas la même validité puisque le conducteur est beaucoup plus stable. En effet l'indice de transition n (selon l'Équation 1 ci-dessous) est plus faible (environ 15) que pour les supraconducteurs à basse température critique (environ 50).

Équation 1  $E = E_C \left( \frac{|J|}{J_C} \right)^{n-1} \frac{J}{J_C}$

De plus la capacité calorifique C<sub>p</sub> est plus élevée à 20 K. Ainsi l'énergie à déposer sur le conducteur, constitué pour 2/3 d'argent, pour augmenter la température de 1 K est plus grande à 20 K qu'à 4,2 K, 100 fois pour l'exemple de l'argent pur.

Les pertes sont données par P = E x I x l (avec E donné par l'Équation 1 et l la longueur du bobinage) dont nous avons représenté sur le graphique de la Figure 2-5 l'évolution en fonction de J/J<sub>C</sub> avec un courant de 315 A pour 11,4 km de conducteur.



**Figure 2-5 - Evolution des pertes avec le rapport du courant de fonctionnement sur le courant critique**

Le dimensionnement considère donc un fonctionnement à 0,8 J<sub>C</sub> qui est le résultat d'un compromis entre les pertes de la bobine et la quantité de supraconducteur. Le niveau de pertes est alors raisonnable (12 W), par rapport aux performances du cryoréfrigérateur AL 330 utilisé (40 W à 20 K) (cf. Paragraphe 2.3).

Cependant les rubans supraconducteurs fonctionnent à 80 % de leur courant critique seulement en quelques zones de la bobine si bien qu'en considérant un fonctionnement à 0,8 J<sub>C</sub> on surévalue les pertes. Le calcul donne donc une borne supérieure des pertes.

## CONCEPTION

Nous en déduisons donc une seconde équation de dimensionnement pour compléter le système d'équations du dimensionnement :

$$\text{Équation 16} \quad \begin{cases} J \leq 0,8 \cdot \text{Min}[J_C(B_{LG}, 20K); J_C(B_{TR}, 20K)] \\ J \cdot B_{LG} \cdot r_{\min} \leq 100 \text{MPa} \end{cases}$$

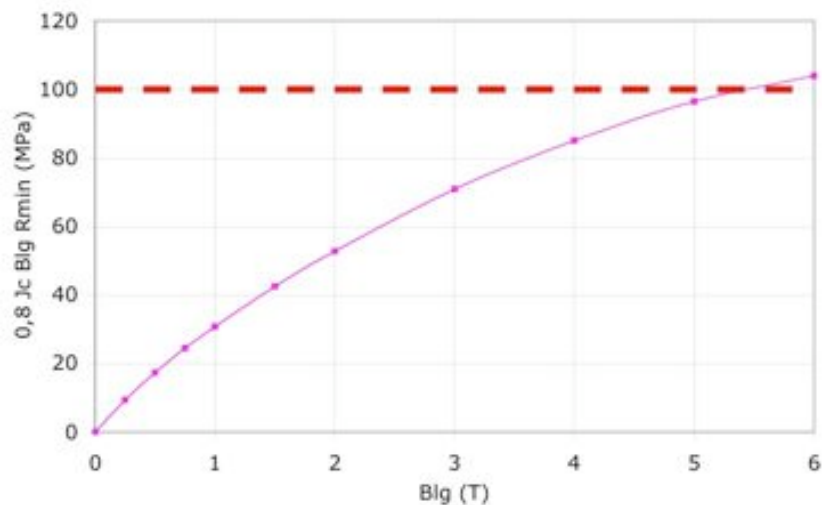
Nous considérons seulement l'induction longitudinale. En effet, on augmentera la section de supraconducteur dans le conducteur dans les zones de plus forte induction transversale. Ces équations deviennent :

$$\text{Équation 17} \quad \begin{cases} J \leq 0,8 \cdot J_C(B_{LG}, 20K) \\ J \cdot B_{LG} \cdot r_{\min} \leq 100 \text{MPa} \end{cases}$$

Afin de minimiser le volume de ruban supraconducteur, on choisit de le faire fonctionner au maximum de ses performances électromagnétiques. L'Équation 17 devient :

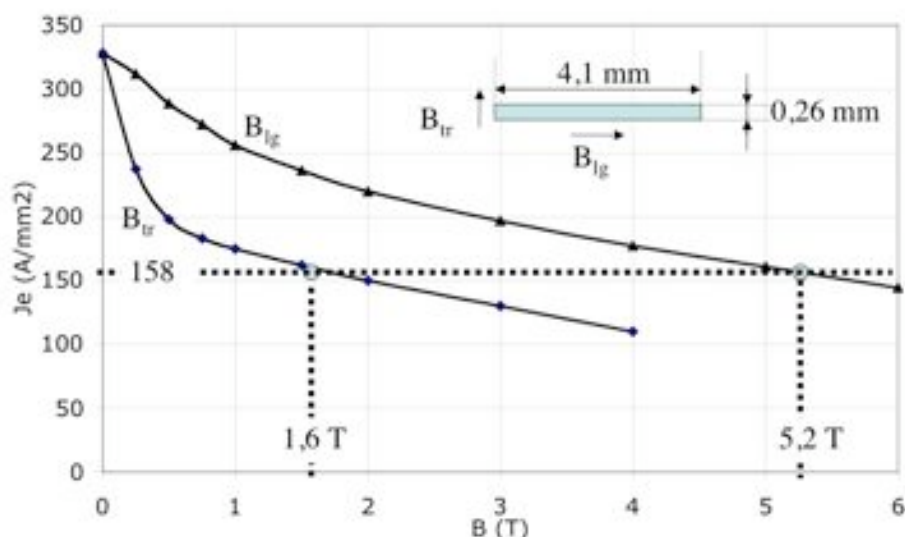
$$\text{Équation 18} \quad \begin{cases} J = 0,8 \cdot J_C(B_{LG}, 20K) \\ 0,8 \cdot J_C(B_{LG}, 20K) \cdot B_{LG} \cdot r_{\min} \leq 100 \text{MPa} \end{cases}$$

A partir de la Figure 2-4, on peut tracer l'évolution en fonction de  $B_{LG}$  du second terme de l'Équation 18 :



**Figure 2-6 – Evolution de la contrainte de traction avec l'induction magnétique**

Cette courbe montre qu'on doit se placer entre 5 et 6 T. On choisit  $B_{OP}=5,2$  T. La densité de courant de fonctionnement est donc donnée par la Figure 2-7:  $J_{OP}^* = 126,5 \text{ A/mm}^2 = 0,8 \cdot J_C^*$ . Cette figure indique que l'induction transversale ne doit pas dépasser 1,6 T pour qu'elle ne limite pas le fonctionnement du conducteur de densité de courant  $J_{OP}^*$ .



**Figure 2-7 – Performances du ruban du pré-dimensionnement  
Inductions maximales et densité de courant critique correspondante**

Le Tableau 2 regroupe les résultats du pré-dimensionnement.

$B_{OP}$ (T)	$J_C^*$ (A/mm <sup>2</sup> )	$J_{OP}^*$ (A/mm <sup>2</sup> )	$B_{TR}^{MAX*}$ (T)	$B_{LG}^{MAX*}$ (T)
5,2	158	126,5	1,6	5,2

**Tableau 2 - Performances du ruban du pré-dimensionnement**

L'induction transversale peut apparaître comme une limitation pour le dimensionnement. Diverses techniques permettent de diminuer son amplitude.

Une possibilité consiste à utiliser des pièces magnétiques aux extrémités pour canaliser l'induction et réduire la composante transversale. Cette technique permet de réduire effectivement la composante transversale, mais elle conduit à un poids supplémentaire important à refroidir. Ces pièces magnétiques sont le siège de pertes fer élevées lors des décharges rapides de la bobine et leur structure doit être adaptée (feuilletage, poudres magnétiques). Enfin pour être efficace, les pièces magnétiques ne doivent pas saturer, d'où une limitation de l'induction de fonctionnement de la bobine. Ceci augmente par conséquent sa taille. Pour toutes ces raisons, aucune pièce magnétique ne sera utilisée.

Il est possible d'adapter la géométrie des extrémités pour réduire la composante transversale de l'induction (cf. Figure 2-10).

La solution retenue consiste à adapter le conducteur aux inductions magnétiques locales. On augmentera la section de supraconducteur dans les zones de plus forte induction perpendiculaire.

Nous utilisons dans la suite les résultats du pré-dimensionnement pour comparer deux géométries de bobinages.

#### 2.2.4 Comparaison des géométries en couches et en galettes

L'objectif de cette étude est de déterminer entre une géométrie en couches et une géométrie en galettes, deux types classiques de bobinage de solénoïdes, laquelle est la plus économique en quantité

de ruban supraconducteur. Nous présentons d'abord les techniques de bobinage en couches et en galettes. Ensuite, l'optimisation d'un solénoïde dans le cas isotrope est détaillée. Enfin, nous présentons les résultats du pré-dimensionnement d'une bobine en galettes (cf. Paragraphe 2.2.4.3) et d'une bobine en couches (cf. Paragraphe 2.2.4.4).

### 2.2.4.1 Techniques de bobinage

Une bobine en couches (cf. Figure 2-8) est constituée de plusieurs couches du même nombre de spires. En général, les bobines réalisées de cette façon ont une géométrie allongée, c'est-à-dire que la longueur selon l'axe de la bobine est grande devant l'épaisseur du bobinage. Une bobine en couches peut être constituée de plusieurs bobines en couches unitaires.

Une bobine en galettes (cf. Figure 2-8) est réalisée à partir de plusieurs galettes unitaires. Une galette est réalisée en bobinant sur un mandrin court, c'est-à-dire que sa longueur selon l'axe de la bobine est faible devant l'épaisseur du bobinage. Les spires sont bobinées l'une sur l'autre pour obtenir finalement une spirale.

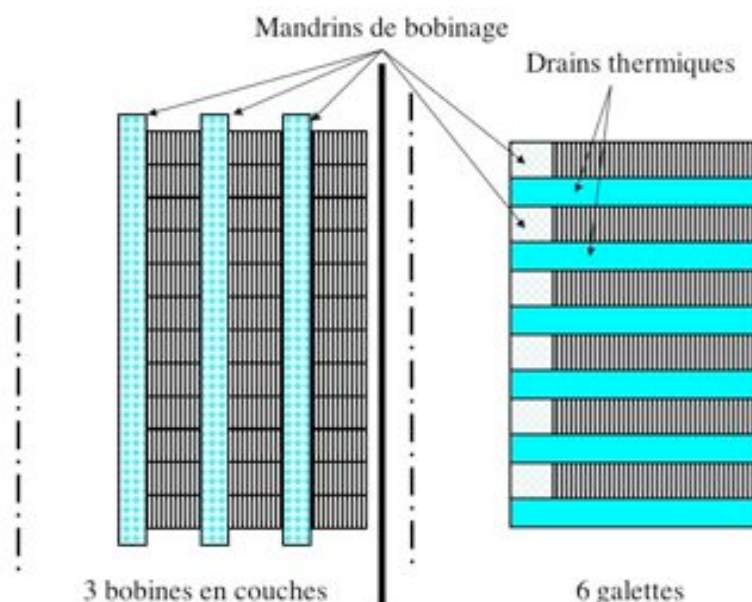


Figure 2-8 – Bobinage en couches et en galettes

Les bobines en galettes sont particulièrement bien adaptées à la conduction solide puisqu'elles mènent à une seule interface entre le drain thermique de refroidissement, plaque conductrice placée entre chaque galette, et le conducteur.

Les bobines en couches, en revanche, sont généralement imprégnées et le refroidissement se fait à travers les spires. L'utilisation de drains en contact avec chaque spire s'ajouterait à la difficulté du bobinage.

Pendant la phase de développement, les longueurs de conducteur sont variables. Il est donc nécessaire de réaliser des soudures entre deux longueurs de conducteur.

## CONCEPTION

Dans la géométrie en galettes, le bobinage élémentaire est réalisé en spirale sur un drain thermique de refroidissement. Les galettes sont connectées entre elles au niveau du diamètre intérieur pour former une double-galette. Les double-galettes sont connectées entre elles au niveau du diamètre extérieur. Les longueurs de conducteur sont soudées par recouvrement, ce qui induit des surépaisseurs du conducteur sur 10 centimètres. Ces zones sont appelées rabouages. Des cales permettent de combler les vides générés. Cette facilité de « rabouages » permet d'adapter le conducteur aux conditions d'induction magnétique et de contraintes mécaniques

Dans la géométrie en couches, les sauts de couches sont des points délicats. De plus les rabouages dans une bobine en couches sont plus délicats que par recouvrement, puisqu'il doivent être réalisés en dégradé.

Nous avons reporté les avantages et inconvénients des bobines en couches et en galettes dans le Tableau 3.

Bobinage	Couches	Galettes
Avantages	Connexions entre bobines unitaires moins nombreuses et plus faciles Connexions peuvent être hors champ	Rabouages faciles Pas de sauts de couches Refroidissement direct avec le drain
Inconvénients	Rabouages difficiles Sauts de couches délicats Refroidissement indirect à travers les couches	Connexion électrique intérieure entre galettes sous champ magnétique maximum (résistance électrique élevée)

**Tableau 3 – Avantages et inconvénients des bobinages en couches et en galettes**

En conclusion, le bobinage en galettes est adapté à la géométrie des rubans PIT HTS.

### 2.2.4.2 Optimisation d'un solénoïde

Nous présentons le principe de l'optimisation dans le cas d'un conducteur isotrope.

L'optimisation est basée sur le calcul de l'énergie magnétique :

Équation 5  $W_{MAG} = \frac{1}{2} LI_{OP}^2$

On considère un solénoïde infini avec une épaisseur négligeable devant le rayon. L'inductance L se calcule de manière empirique par la relation suivante :

Équation 19  $L = \mu_0 \frac{N^2 \pi D^2}{4 h (1 + 0,46D/h)}$

où N est le nombre de spires, D est le diamètre moyen et h est la hauteur de la bobine.

Finalement, on arrive à l'expression suivante pour l'énergie magnétique :

**Équation 20** 
$$W_{MAG} = \frac{1}{8} \sqrt{\frac{\mu_0}{\pi}} \sqrt{\frac{B_0}{B_{OP}}} \sqrt{B_{OP}} [J_{OP}(B_{OP}, T)]^{3/2} \frac{\sqrt{x\sqrt{1+x^2}}}{1+0,46x} V_{sc}^{3/2}$$

où  $x = D/h$ ,  $B_{OP}$  est l'induction maximale sur le conducteur (au rayon intérieur),  $B_0$  est l'induction au centre de la bobine,  $J_{OP}(B_{OP}, T)$  est la densité de courant critique globale du supraconducteur et  $V_{sc}$  est le volume total de supraconducteur.

On peut optimiser le rapport  $x=D/h$  de manière à obtenir le volume de supraconducteur minimum pour une induction maximale et une énergie magnétique données.

Pour cela il faut connaître la relation entre  $B_0/B_{OP}$  et le rapport  $D/h$ . Des modélisations de solénoïdes d'épaisseur négligeable devant le rayon ont donc été réalisées avec le logiciel FLUX. A partir de l'Équation 20, l'énergie magnétique  $W_{MAG}$ , la densité de courant critique  $J_{OP}$  et l'induction au centre  $B_0$  étant fixée, on calcule les paramètres géométriques de la bobine pour le rapport  $D/h$  désiré.

La relation entre  $B_0/B_{OP}$  et le rapport  $D/h$  obtenue par simulation peut être approchée par :

**Équation 21** 
$$\frac{B_0}{B_{OP}} = \frac{3,153}{3,153 + x}$$

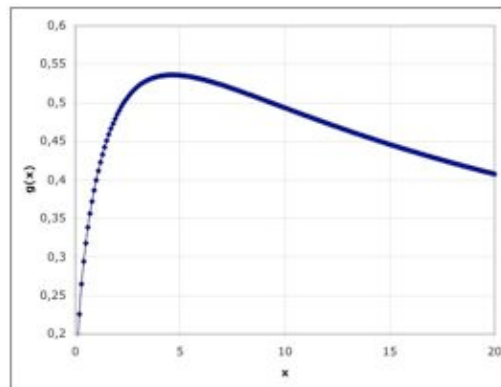
ainsi l'Équation 20 devient :

**Équation 22** 
$$W_{MAG} = \frac{1}{8} \sqrt{\frac{\mu_0}{\pi}} \sqrt{3,153} \sqrt{B_{OP}} [J(B_{OP}, T)]^{3/2} g(x) V_{sc}^{3/2}$$

avec :

**Équation 23** 
$$g(x) = \sqrt{\frac{x\sqrt{1+x^2}}{3,153+x}} \cdot \frac{1}{1+0,46x}$$

On cherche alors un optimum pour la fonction  $g(x)$  représentée sur la Figure 2-9 pour optimiser le volume de supraconducteur.



**Figure 2-9 - Fonction  $g(x)$  - Optimisation dans le cas isotrope**

La valeur optimale pour le rapport  $x = D/h$  est de 4,63. Cette valeur est très proche de celle donnée dans la littérature [HUL91] ( $x = 5$ ). Ce résultat, bien qu'approximatif compte tenu de l'hypothèse de base (solénoïde infiniment mince), indique qu'une bobine plate de type galette est préférable pour réduire la quantité de supraconducteur.



Pour étudier les différentes solutions, plusieurs géométries ont été comparées (cf. Figure 2-10) avec des contraintes identiques :

1.  $W_{MAG} = 800 \text{ kJ}$
2.  $B_{LG}^{MAX} = 5,2 \text{ T}$

### 2.2.4.3 Bobine en galettes

La géométrie de bobine en galettes a été obtenue à partir du résultat précédent ( $D/h = 5$ ). Après plusieurs itérations, on obtient la bobine du cas II (cf. Figure 2-10) : épaisseur de 380 mm et hauteur de 60 mm. Dans une zone limitée aux extrémités de la bobine sur 10 mm de hauteur de chaque côté, l'induction transverse est supérieure à l'induction maximale de 1,6 T (2,35 T maximum). En effet, il est possible d'adapter le conducteur dans cette zone en ajoutant un ruban supplémentaire au conducteur de façon à diminuer la densité de courant et augmenter les inductions maximales. Le volume de supraconducteur est alors d'environ  $28 \text{ dm}^3$ .

### 2.2.4.4 Bobine en couches

Sans pièce magnétique, l'induction transversale dans un solénoïde est diminuée en allongeant la bobine. Dans un solénoïde "infini", l'induction est en effet purement axiale. Ceci est intéressant dans le cas de bobine en couches. Pour diminuer la composante transversale, il est intéressant d'adapter la hauteur des couches du solénoïde. Quelques simulations et optimisations préliminaires ont conduit à la configuration du cas I : une bobine de trois solénoïdes de 20, 15 et 19 couches et respectivement des hauteurs de 990, 792 et 594 mm et des diamètres intérieurs de 300, 378 et 444 mm. Le volume de supraconducteur utilisé est de  $35 \text{ dm}^3$ .

Les inductions maximales sont atteintes : 1,64 T en transverse et 5,25 T en longitudinal. Le cas I bis est une solution alternative envisagée.

### 2.2.4.5 Bilan

Les trois géométries comparées sont schématisées sur la Figure 2-10.

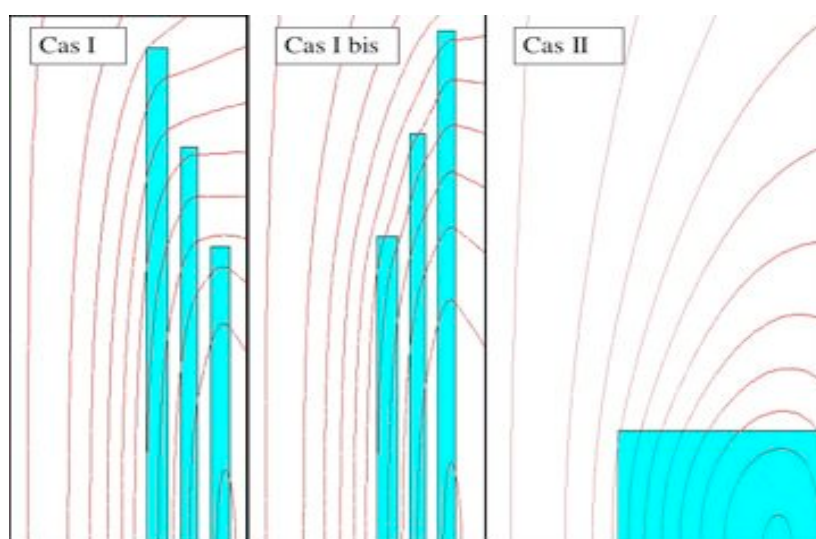


Figure 2-10 - Géométries des bobines en couches et en galettes

## CONCEPTION

Nous avons reporté dans le Tableau 4 les résultats de cette comparaison. Pour les géométries de bobine en couches (cas I et Ibis). Le cas Ibis donne des résultats sensiblement identiques au cas I, mais il présente l'inconvénient d'un accès physique plus limité aux solénoïdes intérieurs pendant la phase d'assemblage. Nous retenons donc le cas I pour les géométries en couches.

Géométrie (cas)	I	Ibis	II
Énergie stockée (kJ)	800	800	800
Volume supraconducteur (dm <sup>3</sup> )	35	34	28
Induction maximum transverse (T)	1,64	1,6	2,35
Induction maximum longitudinale (T)	5,25	5,19	5,2

**Tableau 4 – Comparaison bobines en couches / en galettes avec  $J_{op}^*$**

Nous remarquons que le volume de supraconducteur nécessaire pour une bobine en galettes (cas II) est moindre.

Le travail de stage Master Recherche de TRAN Tuan Vu au LEG avec P. TIXADOR, F. WURTZ et J.L. COULOMB en 2005 [TRA05] est venu confirmer ce résultat. En effet, il montre qu'avec deux approches différentes, l'une analytique et l'autre numérique, l'optimisation aboutit dans les deux cas à une géométrie relativement plate (cf. ANNEXE).

En conclusion, nous avons donc montré que le volume de supraconducteur nécessaire pour la réalisation d'une bobine de stockage d'énergie de 800 kJ avec des conducteurs co-étamés à base de rubans PIT Bi-2212 fabriqué par Nexans est moindre pour une géométrie en galettes que pour une géométrie de bobines en couches. **Nous retenons la géométrie en galettes pour la réalisation du SMES DGA 800 kJ.**

### 2.2.5 Optimisation de la géométrie en galettes

L'optimisation numérique apporte une solution intéressante puisque la modélisation du problème a un coût faible par rapport à la modélisation analytique (cf. ANNEXE). De plus, les temps de calculs, raisonnables pour une optimisation de SMES, devraient diminuer à l'avenir avec l'amélioration du matériel informatique. Pour l'optimisation du SMES 800 kJ, les outils en développement au LEG (GOT : Global Optimization Tool) n'étaient pas encore disponibles et nous nous limitons à une optimisation manuelle.

Le Tableau 5 présente l'évolution de plusieurs critères selon l'augmentation (+) ou la diminution (-) du nombre de rubans dans le conducteur avec des rubans alimentés en parallèle. Pendant la phase de bobinage, l'augmentation de la section de conducteur limite le nombre de spires, réduit le temps de bobinage et limite les risques liés à la manipulation de ces composés céramiques. Pendant le chargement de la bobine et le fonctionnement en court-circuit, les moindres performances ponctuelles des rubans peuvent être reprises par les rubans en parallèle, ce qui augmente la stabilité du

## CONCEPTION

conducteur. Le nombre de rubans supraconducteurs dans le conducteur est augmenté dans les zones de plus forte induction magnétique transverse.

Pendant la décharge de la bobine, l'utilisation d'un plus grand nombre de rubans augmente de façon significative les pertes par hystérésis puisque les pertes volumiques s'expriment en fonction de l'épaisseur du conducteur.

Le cahier des charges donne un courant de fonctionnement supérieur à 300 A, soit 3 rubans pour avoir une densité de courant  $J_{OP}^*$ .

Phase	Nombre de rubans	+	-	Objectif conducteur SMES
Réalisation	Nombre de spires	-	+	-
Stockage	Rayon de courbure minimum	+	-	-
	Stabilité	+	-	+
	Champ transverse maximum	+	-	+
Décharge	Tension électrique maximale	-	+	-
	Pertes par hystérésis	+	-	-

**Tableau 5 – Critères de sélection du nombre de rubans co-étamés**

En conclusion, on utilisera 3 ou 4 rubans, le résultat d'un compromis entre les différents objectifs résumés dans le Tableau 5.

Les performances du ruban sont meilleures par rapport à celles de la comparaison (cf. Paragraphe 2.2.4.). Le Tableau 6 donne par exemple les inductions maximales pour une densité de courant égale à celle du dimensionnement.

$J_C^*$ (A/mm <sup>2</sup> )	$J_{OP}^*$ (A/mm <sup>2</sup> )	$B_{TR}^{MAX*}$ (T)	$B_{LG}^{MAX*}$ (T)
158	126,5	2	6

**Tableau 6 - Performances du ruban du dimensionnement**

Nous avons modélisé avec le logiciel FLUX une bobine constituée de n double-galettes, d'épaisseur de drain thermique e, de courant de fonctionnement  $I_{OP}$ . Ce sont les paramètres de l'optimisation que nous allons faire varier manuellement.

**Les contraintes de l'optimisation** sont :

1. un diamètre intérieur de 300 mm
2. un nombre pair de galettes
3. une énergie stockée de 800 kJ

$$4. \text{ Équation 17} \quad \left\{ \begin{array}{l} J \leq 0,8 \cdot J_C(B_{LG}, 20K) \\ J \cdot B_{LG} \cdot r_{\min} \leq 100MPa \end{array} \right.$$

**L'optimisation manuelle** se déroule donc de la façon suivante :

1. Une géométrie est définie en respectant les points 1 et 2 ci-dessus
2. La densité de courant de fonctionnement J est « réglée » en respectant les points 3 et 4 ci-dessus.

## CONCEPTION

Nous faisons donc varier la densité de courant  $J$ , par rapport à l'étude du pré-dimensionnement où elle était fixée.

**La fonction objectif** à minimiser est le **volume de supraconducteur**. Dans le Tableau 7 ci-dessous, qui regroupe nous avons choisi de comparer les densités d'énergie stockée par unité de volume de supraconducteur  $W_{MAG}/V_{SC}$  en  $MJ/m^3$ , ce qui est plus représentatif pour notre application.

L'influence de deux paramètres, l'épaisseur des drains thermiques, c'est-à-dire les plaques entre galettes qui permettent d'évacuer les pertes (cf. Paragraphe 2.3.2), et les diamètres extérieurs de double-galettes ont ensuite été étudiés. L'intérêt d'utiliser des drains plus épais est de disposer de sections plus importantes pour refroidir plus efficacement le bobinage et d'augmenter son maintien mécanique. En contre partie, on trouve que le volume de matériau supraconducteur augmente respectivement de 1,2 % et 2 % pour des hauteurs de drains de 8 et 12 mm par rapport à 4 mm (cf. Tableau 7 géométries 1, 2 et 3). Ces variations sont négligeables par rapport aux hypothèses du dimensionnement. En conséquence, l'épaisseur de drain n'est pas un paramètre important pour le dimensionnement électromagnétique. En revanche, une épaisseur trop importante conduit à un poids élevé du SMES et à une masse à refroidir élevée qui augmente le temps de mise en froid du SMES. Nous souhaitons donc minimiser cette épaisseur et la limite inférieure pour les diamètres de drains thermiques de cuivre (cf. Paragraphe 2.3.2.2) de 814 mm de diamètre est de 3 mm. Il faut ajouter l'épaisseur des isolants que nous avons évalué à 0,5 mm, soit 1 mm pour les deux faces. Dans la suite de l'étude, l'épaisseur des drains thermiques est de 4 mm.

A ce stade, deux géométries ont été considérées, une comportant des double-galettes de diamètres identiques et l'autre avec des diamètres extérieurs variables. Dans le cas étudié (6 double-galettes de diamètres variables) (cf. Tableau 7 géométries 1 et 4), on trouve une densité plus grande pour des diamètres identiques. Pour la suite, un diamètre identique pour toutes les galettes est donc retenu.

Géométrie	1	2	3	4	5	6
Hauteur Disques (mm)	4	8	12	4	4	4
Diamètre extérieur (mm)	1104	1110	1114	variable	1794	902
Nombre double-galettes	6	6	6	6	2	10
Longueur unitaire (m)	887	897	904	variable	2457	569
$W_{MAG}/V_{SC}$ ( $MJ/m^3$ )	27,2	26,9	26,6	22,6	28	26,5

**Tableau 7 - Bilan de l'étude des paramètres influents de l'optimisation**

Ensuite, l'étude a consisté à augmenter le nombre de double-galettes pour réduire le diamètre extérieur de l'ensemble (cf. Tableau 7 géométries 5 et 6).

Nous remarquons que **la contrainte la plus forte de cette optimisation est la contrainte mécanique de traction fixée à 100 MPa**. En effet, pour la contrainte d'optimisation du point 4, la limite donnée par le second terme de l'Équation 17 est généralement atteinte avant la limite donnée par le premier terme. L'augmentation de la contrainte critique permettrait d'augmenter sensiblement la densité d'énergie stockée.

Les résultats sont reportés sur le graphique de la figure 2-7. La référence dans ce graphique est une bobine constituée de 2 double-galettes de diamètre extérieur 1794 mm (cf. Tableau 7 géométrie 5) pour laquelle les valeurs en ordonnées du graphique donne 100 %. Les données de la géométrie 6 avec 10 double-galettes sont reportées dans le Tableau 7. La quantité de supraconducteur nécessaire est d'environ 5 % de plus que pour la géométrie 5 avec 2 double-galettes. Les connexions entre galettes ont une résistance électrique qui est la source de pertes Joule. Nous souhaitons limiter ces pertes et donc limiter le nombre de connexions, donc de galettes. Les pertes au niveau des connexions sont calculées avec une résistance de 1  $\mu\Omega$  par connexion, ce qui est pessimiste. On aurait 2 Watts pour 10 double-galettes, ce qui reste acceptable.

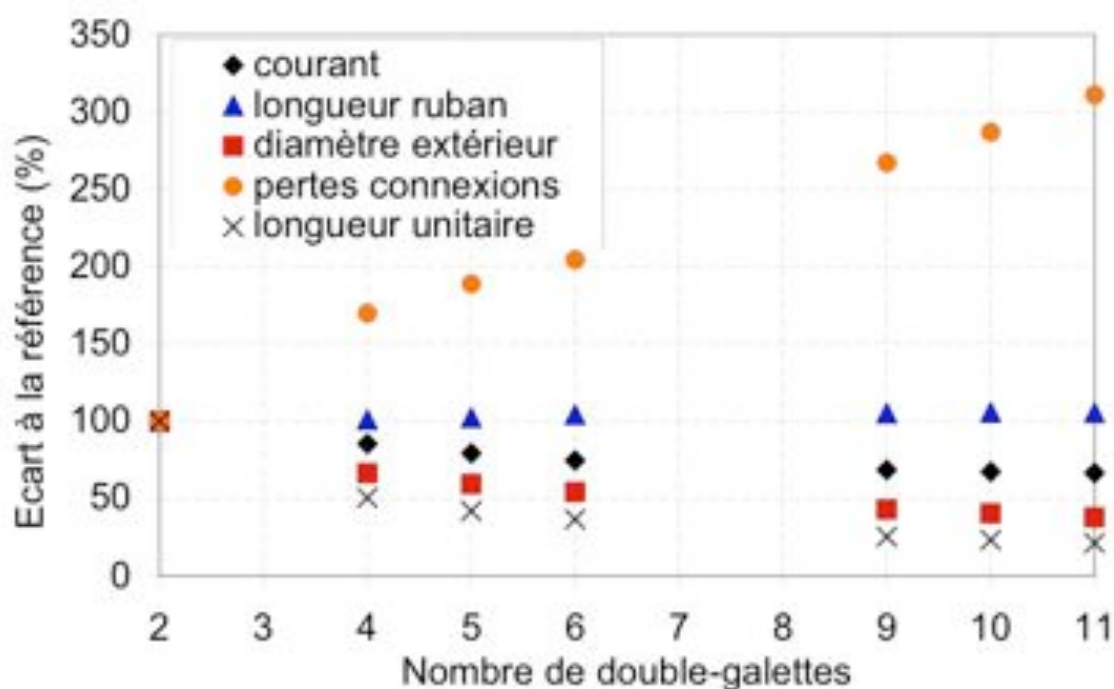


Figure 2-11 – Evolution des caractéristiques de la bobine avec le nombre de double-galettes

Lorsqu'on augmente le nombre de galettes, le diamètre extérieur des galettes et donc du cryostat diminue et la longueur de ruban nécessaire augmente très faiblement.

Afin de limiter le diamètre extérieur et de limiter la longueur de conducteur à remplacer dans le cas d'une galette défectueuse, nous avons choisi d'adapter la géométrie aux longueurs unitaires compatibles avec la production des rubans supraconducteurs, soit 450 mètres. Nous avons montré dans cette étude que la quantité de supraconducteur nécessaire est supérieure d'environ 5 % par rapport à la géométrie optimale, ce qui est acceptable.

En conclusion, nous avons défini la géométrie du bobinage qui sera constitué de 26 galettes. Chaque galette a un diamètre intérieur de 300 mm et un diamètre extérieur de 814 mm. La géométrie du bobinage est ainsi fixée et dans le paragraphe suivant (2.3), nous présentons le refroidissement du bobinage.

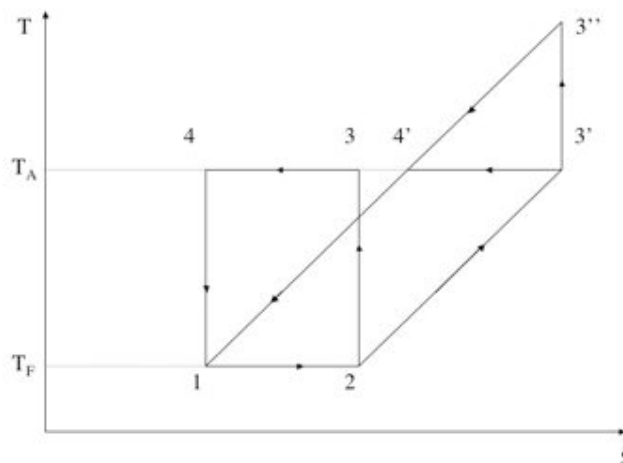
## 2.3 ETUDE THERMIQUE

### 2.3.1 Sources froides

Dans les applications de la supraconductivité LTS, on utilise couramment l'hélium liquide comme source froide, ce qui nécessite de remplir régulièrement les réservoirs. L'apparition des cryoréfrigérateurs a permis le développement des bobines supraconductrices avec une cryogénie intégrée et transparente pour l'utilisateur.

#### 2.3.1.1 Fonctionnement des cryoréfrigérateurs

Pour refroidir un système, on doit évacuer une quantité de chaleur  $P_F$  à une température froide  $T_F$  inférieure à la température ambiante  $T_A$ . La thermodynamique nous dit que du travail  $W$  doit être fourni à un fluide au cours d'une évolution cyclique durant laquelle la charge thermique  $P_F$  sera évacuée à  $T_F$  et une quantité de chaleur  $P_A = P_F + W$  (premier principe) sera rejetée à  $T_A$ . Le coût de cette opération, généralement mesuré par le coefficient de performance ( $C.O.P. = P_F / W$ ) dépend du cycle suivi par le fluide. Dans le cycle de Carnot (1-2-3-4 Figure 2-12), les échanges de chaleur s'effectuent réversiblement à température constante et sont associés à des évolutions adiabatiques réversibles (isentropiques) est entièrement réversible. Le travail absorbé  $W$  est représenté par l'aire du cycle dans le diagramme T-S. Ce cycle n'est en pratique pas réalisable à cause des valeurs trop élevées que la pression atteindrait au point 4 du cycle. Pratiquement, on va donc déformer le cycle en conservant des échanges de chaleur isothermes et réversibles. Par contre les évolutions isentropes sont remplacées par des processus isobares par exemple pour le cycle Ericsson (1-2-3'-4'). Si on remplace l'échange isotherme à l'ambiante par une compression adiabatique réversible  $3' \rightarrow 3''$ , puis un refroidissement isobare  $3'' \rightarrow 4'$ , on obtient le cycle de Brayton inverse.



**Figure 2-12 - Diagramme température-entropie**

1-2-3-4 : cycle idéal de Carnot

1-2-3'-4' : cycle Ericsson

1-2-3''-4' : cycle de Brayton inverse

## CONCEPTION

Les cryoréfrigérateurs Gifford–Mac Mahon cherchent à reproduire le cycle d’Ericsson (isotherme-isobare) mais pratiquement l’évolution de l’hélium gazeux dans le diagramme TS s’effectue selon un chemin intermédiaire entre le cycle d’Ericsson et le cycle Brayton inverse. Pour assurer l’échange de chaleur du fluide haute pression (HP) vers le fluide basse pression (BP) entre les processus de production frigorifique à  $T_F$  et de rejet de chaleur à  $T_A$ , les cryoréfrigérateurs Gifford–Mac Mahon utilisent un régénérateur. Ce matériau de forte capacité calorifique volumique permet de stocker momentanément la chaleur cédée par le fluide HP évoluant de  $T_A$  vers  $T_F$  avant de la restituer à ce fluide repassant de  $T_F$  à  $T_A$  après la détente nécessaire à la production de froid.

La machine comprend un groupe de compression et son système de refroidissement. Le fluide caloporteur est de l’hélium gazeux. Deux lignes de transfert (HP et BP) relient le compresseur à la tête du cryoréfrigérateur (cf. Figure 2-13) qui comprend les clapets commandés, le régénérateur et le système de détente. La détente s’obtient par piston déplaceur commandé mécaniquement, le régénérateur étant incorporé au déplaceur. La séparation des fonctions de compression et de réfrigération facilite ainsi l’implantation de la tête froide.



**Figure 2-13 - Tête d'un cryoréfrigérateur AL 330 (source : <http://www.cryomech.com/>)**

Ce cryoréfrigérateur est maintenant particulièrement performant et fiable. Son entretien est très réduit. Il présente deux contraintes d’utilisation en particulier. D’une part le bobinage doit être isolé des vibrations créées au niveau de la tête. D’autre part, le champ magnétique au niveau des moteurs doit être écranté de façon à ne pas dépasser les 50 mT spécifiés par le fournisseur Cryomech. Plusieurs dizaines de milliers de cryoréfrigérateurs Gifford–Mac Mahon ont été produites industriellement. Ces sont des machines de moyenne puissance (de quelques watts à 15 K à quelques centaines de watts à 80 K).

Pour les cryoréfrigérateurs en général, l’évolution des besoins, par exemple pour des applications militaires ou spatiales pour le refroidissement de détecteurs, entraîne le développement de cryoréfrigérateurs de haute fiabilité, de masse et de consommation spécifique réduites, et enfin sans vibrations.

Nous utilisons deux cryoréfrigérateurs Gifford–Mac Mahon. Le cryoréfrigérateur écran permet de refroidir l'écran et les amenées de courant. Le cryoréfrigérateur bobine permet de refroidir le bobinage. Une réserve d'hélium au niveau du cryoréfrigérateur bobine permettra d'abaisser la température du bobinage si besoin.

### 2.3.1.2 Cryoréfrigérateurs

Les performances des cryoréfrigérateurs fournis par Cryomech sont reportées sur la Figure 2-14 ci-dessous.

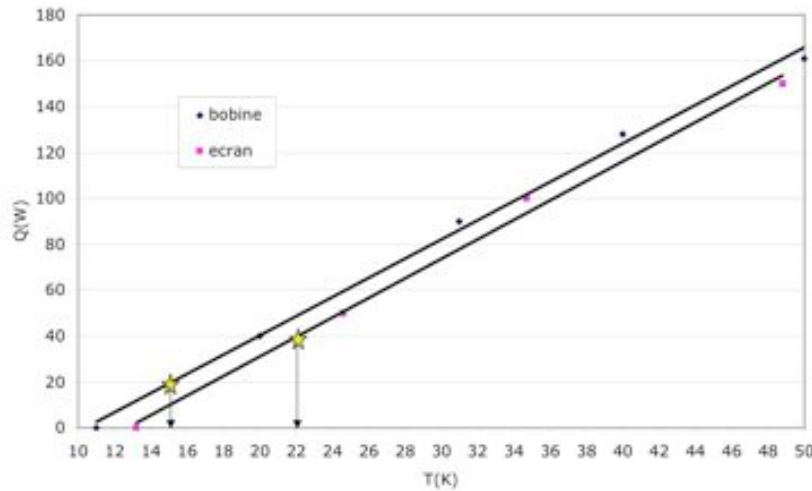


Figure 2-14 - Puissance froide du cryoréfrigérateur AL330 à 50 Hz (puissance du compresseur 7 kW)

Le refroidissement à 20 K peut également être assuré par de l'hydrogène liquide. Pour extraire 20 Watts de pertes, soit la puissance du cryoréfrigérateur bobine à 15 K, on va évaporer 2,3 litres par heure d'H<sub>2</sub> liquide. Ceci est important si on considère par exemple le maintien en froid pendant une nuit de 10 heures, soit 23 litres d'H<sub>2</sub> liquide, et si on considère la fréquence des manipulations de réservoirs d'H<sub>2</sub> liquide qui demandent de grandes précautions dues à l'inflammabilité du gaz H<sub>2</sub>.

La température de fonctionnement du bobinage a été fixée à 20 K. Nous utilisons 4 résistances de chauffage de 25 W fixées à côté d'une sonde de température cernox, sur la bride du cryoréfrigérateur, pour contrôler la température à l'aide d'un régulateur. La structure des flexibles, que nous détaillerons ci-dessous, permet d'isoler le bobinage des vibrations.

Le cryoréfrigérateur est éloigné de la bobine pour que l'induction magnétique au niveau de la tête chaude soit inférieure à la valeur préconisée par le constructeur. Nous avons ajouté un tube d'acier carboné comme blindage magnétique au niveau du moteur de la tête froide. Le fournisseur Cryomech préconise un champ magnétique maximum de 50 mT sur la tête froide du cryoréfrigérateur.

Un calcul analytique simple permet de calculer l'épaisseur de blindage de fer nécessaire. On considère un champ magnétique orienté selon le rayon de la bobine donc perpendiculaire à l'axe du tube du blindage

Soit  $e_1$  et  $e_2$  les épaisseurs des tubes écran respectivement du cryoréfrigérateur bobine et du cryoréfrigérateur écran. Le rayon intérieur des deux tubes est le même :  $r_1 = r_2 = 63$  mm. Soit  $B_1 = 0,2$  T, respectivement  $B_2 = 0,5$  T, l'induction magnétique locale du cryoréfrigérateur bobine, respectivement du cryoréfrigérateur écran, supposée perpendiculaire à l'axe du tube et  $\mu_0 M_{SAT} = 2$  T l'aimantation du matériau magnétique. La conservation du flux :



**Équation 24** 
$$\Phi = 2 \cdot e \cdot \mu_0 \cdot M_{SAT} = 2 \cdot r \cdot B$$

donne :  $e_1 = (r_1 \cdot B_1) / (\mu_0 \cdot M_{SAT}) = 6,3 \text{ mm}$  et  $e_2 = (r_2 \cdot B_2) / (\mu_0 \cdot M_{SAT}) = 15,75 \text{ mm}$ .

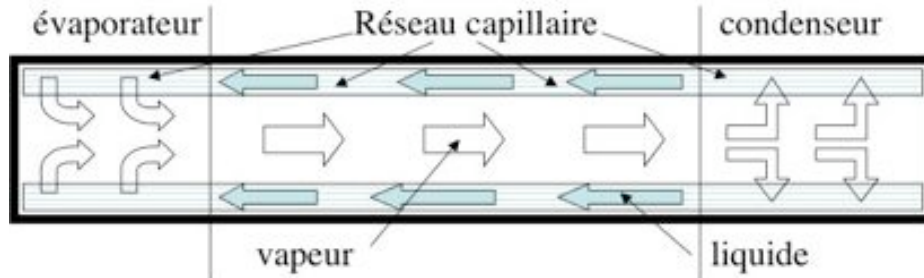
L'utilisation du logiciel FLUX permet de vérifier ce calcul en prenant en compte la composante de l'induction magnétique parallèle à l'axe de la bobine. On vérifie bien que l'écrantage du cryoréfrigérateur écran est efficace avec une épaisseur de blindage de 16 mm.

**2.3.2 Drains thermiques**

**2.3.2.1 Etude bibliographique**

Les drains thermiques permettent de conduire la chaleur et de refroidir efficacement le bobinage.

Les caloducs sont utilisés couramment dans les applications en électronique de puissance par exemple. Le principe de fonctionnement est schématisé sur la Figure 2-15. Un fluide caloporteur subit un changement de phase liquide/vapeur au niveau de la source de chaleur (évaporateur). Il est refroidi au niveau du condenseur où il subit un changement de phase vapeur/liquide. Il est alors ramené vers l'évaporateur grâce au réseau capillaire qui joue le rôle de moteur du caloduc. Par rapport à la conduction solide, les intérêts du caloduc sont de minimiser la masse, de minimiser l'écart de température entre la source des pertes et la source de froid et de minimiser les pertes par courants de Foucault pendant la décharge.



**Figure 2-15 - Principe de fonctionnement d'un caloduc**

A basse température, la difficulté est de trouver un fluide caloporteur qui présente un changement de phase liquide/vapeur à la température de fonctionnement, soit 20 K. Ceci limite à l'utilisation de l'hydrogène. Même si les volumes considérés sont à priori faibles, nous avons choisi de ne pas travailler avec l'hydrogène qui présente des risques d'explosion, ce qui n'est pas souhaitable en environnement militaire. De plus les caloducs fonctionnant à une température de 20 K ne sont pas disponibles et nécessitent des développements.

Les thermosiphons fonctionnent selon un principe similaire (cf. Partie 6) mais font intervenir la gravité. A 4 K, des cryoréfrigérateurs GM/JT (4,3 W à 4,3 K) sont utilisés pour condenser de l'hélium liquide et refroidir le bobinage à travers un thermosiphon [SHI05]. A 20 K, un thermosiphon à hélium gazeux est à la limite de ce qui est possible. Du fait de la faible différence de densité de l'hélium gazeux en fonction de la température, les débits possibles sont potentiellement faibles donc l'importance de l'échange thermique entre le gaz et la paroi du tube de refroidissement est aussi faible. Pour un refroidissement à 20 K il est préférable d'utiliser de l'hydrogène liquide [VED03]. Pour les mêmes raisons évoquées ci-dessus, nous avons rejeté cette solution.

## CONCEPTION

Parfois il faut avoir un excellent conducteur thermique mais aussi un isolant électrique comme au niveau des amenées de courant. L'utilisation de nitrure d'aluminium (AlN) pour avoir des contacts thermiques isolés électriquement permet d'atteindre des conductivités thermiques élevées de l'ordre de 100 W/m/K avec une tenue diélectrique supérieure à 20 kV/mm [KAL02], [MAR02]. Cependant, cette céramique ne convient pas à notre application à cause de sa sensibilité aux vibrations du cryoréfrigérateur et des contractions thermiques différentielles avec le cuivre. En effet, à 300 K, le coefficient de contraction thermique du cuivre est de  $16,8 \cdot 10^{-6}$ ,  $3,6 \cdot 10^{-6}$  pour le nitrure d'aluminium.

Enfin, afin de réduire les pertes apportées par un cryoréfrigérateur à l'arrêt, on peut imaginer des interrupteurs thermiques [MAR04] qui permettent d'avoir un contact thermique excellent en utilisation (0,3 K/W) et une bonne isolation lorsque le cryoréfrigérateur est arrêté (2300 K/W). Le principe de fonctionnement de cet interrupteur est très simple. Un tube en inox de faible conductivité thermique est lié mécaniquement à chaque extrémité à des éléments en contact avec la masse à refroidir d'un côté et en contact souple avec le cryoréfrigérateur de l'autre côté. Lorsqu'on veut déconnecter thermiquement le cryoréfrigérateur du dispositif, une chaufferette permet de dilater le tube en inox qui va éloigner les éléments aux extrémités. Lorsqu'on veut avoir un contact thermique, on coupe l'alimentation de la chaufferette. Le tube en inox va alors se contracter pour rapprocher les pièces aux extrémités du tube et assurer un bon contact thermique entre elles.

### 2.3.2.2 Choix cuivre/aluminium

La technologie la plus simple à mettre en œuvre et donc la plus fiable est la conduction solide avec des pièces massives. Même si le dimensionnement est fortement contraint par l'énergie dissipée par courants de Foucault, c'est la solution choisie pour le SMES DGA. Les matériaux les plus utilisés sont le cuivre ou l'aluminium [SHI05]. Dans le Tableau 8, nous comparons les propriétés de ces matériaux. Le rapport de résistivité résiduelle (RRR) est le rapport entre la résistivité électrique à température ambiante et la résistivité électrique résiduelle à 4 K, qui dépend par exemple de l'oxydation ou de l'érouissage du matériau.

	T (K)	Cuivre			Aluminium	
		10	100	800	10	100
RRR	-	10	100	800	10	100
Conductivité thermique (W/m/K)	20	278	2400	7000	211	1600
Résistivité électrique (nΩ.m)	20	2	0,2	0,025	3	0,26
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	-	8960			2698	
Contraction thermique (%)	300-20	0,294			0,363	
C <sub>p</sub> (kJ/m <sup>3</sup> /K)	20	65			24	
Enthalpie (MJ/m <sup>3</sup> )	300-20	710			460	

**Tableau 8 - Comparaison des caractéristiques du Cuivre et de l'Aluminium comme drains thermiques**

Du point de vue des performances électriques et thermiques, les performances sont sensiblement les mêmes, et elles sont « réglables » en choisissant un RRR adapté. En revanche la

## CONCEPTION

densité du cuivre est élevée et augmente le poids du système. Néanmoins la contraction thermique du cuivre est intermédiaire entre celle de l'argent et celle de la céramique supraconductrice Bi-2212 (cf. Figure 2-16 et Figure 2-17). On devrait ainsi limiter les contractions thermiques différentielles entre les drains thermiques en cuivre et le bobinage constitué d'un composite Ag/Bi-2212. Enfin, à volume constant, même si le temps de refroidissement est allongé avec le cuivre, l'échauffement suite à une dissipation d'énergie dans les drains thermiques est moindre, ce qui améliore la stabilité du bobinage. Pour toutes ces raisons, nous avons choisi d'utiliser du cuivre pour les drains thermiques.

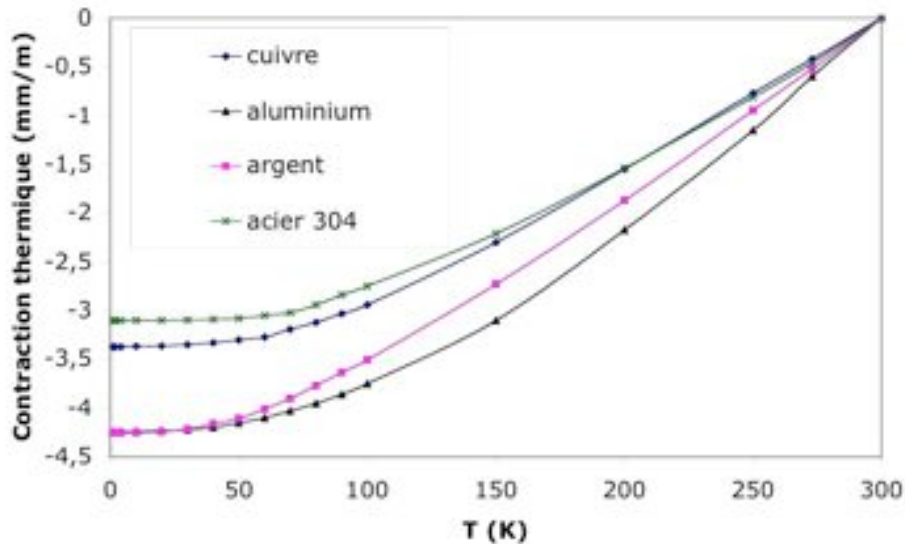


Figure 2-16 – Contraction thermique des métaux

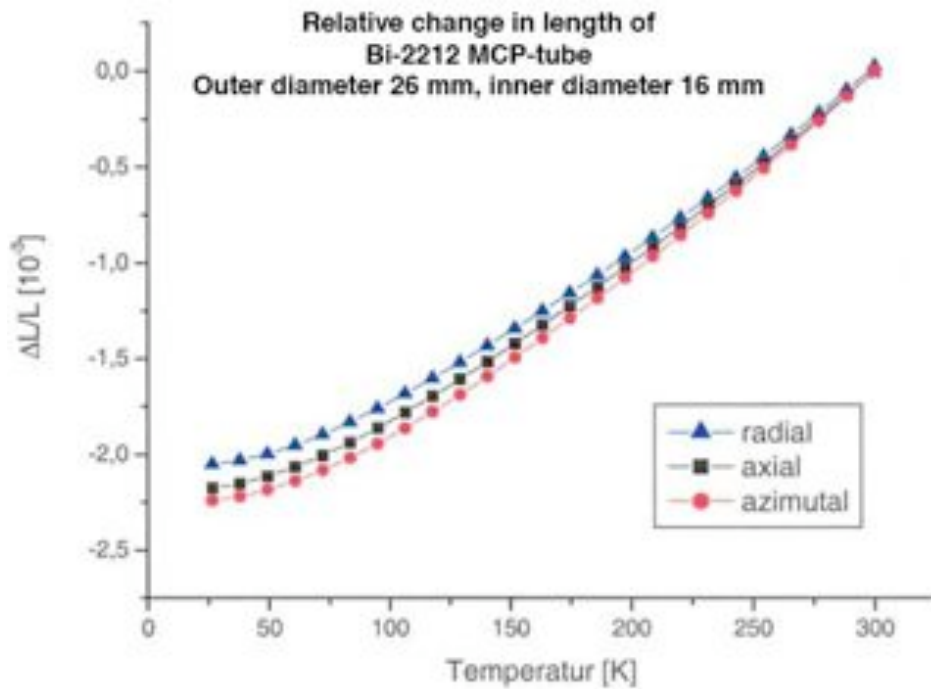


Figure 2-17 - Contraction thermique d'un tube de céramique Bi-2212 [BOC04]

### 2.3.3 Pertes de la bobine

Le cryoréfrigérateur bobine permet d'évacuer les pertes du bobinage et des connexions électriques, qui sont évaluées dans un premier temps à environ 20 W. Ainsi, comme indiqué Figure 2-14, la température du cryoréfrigérateur bobine serait de 15 K.

Nous allons maintenant détailler les pertes au niveau du bobinage et des connexions entre galettes.

#### 2.3.3.1 Pertes du bobinage

Il est possible de donner une borne supérieure à la résistance de la bobine. La caractéristique champ électrique - courant est donnée par une loi de puissance, qui reste empirique (*avec  $E_C = 100 \mu V/m$  pour  $I = I_C$* ) :

Équation 1 
$$E = E_C \left( \frac{|J|}{J_C} \right)^{n-1} \frac{J}{J_C}$$

Dans notre cas en considérant  $I/I_C = 0,8$  et un indice  $n$  de 15 (valeur expérimentale typique à 20 K), on obtient une tension totale de 40 mV soit une puissance de 12,65 W. C'est une borne supérieure puisque le conducteur fonctionne à  $I/I_C = 0,8$  seulement dans les zones de fort champ magnétique. En dehors de ces zones, le courant critique augmente et le champ électrique diminue rapidement ainsi que les pertes (cf. Figure 2-5). Pour  $I/I_C = 0,6$  les pertes chutent à 169 mW. Le Tableau 9 regroupe les niveaux de pertes pour un fonctionnement à  $0,8 I_C$  et à  $0,6 I_C$ . Dans la suite, nous considérons un niveau de pertes homogène dans le bobinage et correspondant à  $0,8 I_C$ . Ceci nous permet de dimensionner un système avec une marge de fonctionnement.

$I/I_C$ ( $I_{OP} = 315 \text{ A}$ )	Nombre de galettes	Longueur (m)	Pertes (mW)
0,8	1	439	487
	26	11414	12650
0,6	1	439	7
	26	11414	169

Tableau 9 - Pertes dans le bobinage du SMES 800 kJ

#### 2.3.3.2 Pertes des rabouages

Les longueurs de conducteur ne sont pas toujours produites en longueurs unitaires de 450 m. Nous avons donc utilisées des longueurs plus courtes que nous avons soudées par étamage de façon à assurer la continuité du bobinage. Ces soudures sont appelées par la suite des rabouages. Cette opération est délicate puisqu'elle doit être réalisée en cours de bobinage, les deux longueurs à connecter étant maintenues en tension dans la bobineuse.

Nous avons testé deux types de géométries de soudures. La première est une soudure par recouvrement, la plus simple à mettre en œuvre. La seconde est une soudure en dégradé (cf. Figure 2-18) qui permet de conserver une section de conducteur constante. En revanche, elle nécessite de

désétamer le conducteur à chaque extrémité, de couper chacun des rubans à la bonne longueur, et de réaliser l'étamage.

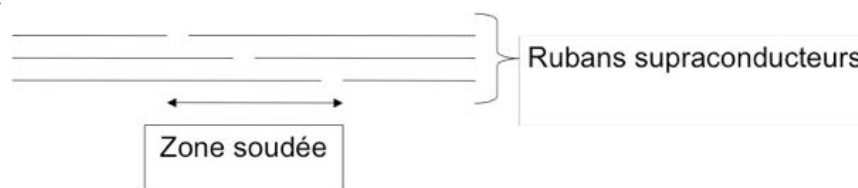


Figure 2-18 – Géométrie du raboutage en dégradé

Pour chaque type de soudure, nous avons fait varier la longueur de la zone soudée. Les mesures des résistances des soudures à 77 K donnent des résistances de 120 nΩ pour le dégradé et 60 nΩ pour le recouvrement que nous retenons pour réaliser les raboutages. La résistance deux fois plus élevée pour la géométrie en dégradé vient essentiellement de la difficulté de mise en œuvre.

Les mesures de la résistance d'un raboutage par recouvrement à 20 K réalisée sur une maquette du SMES (cf. Partie 3) ont donné 8 nΩ. Les pertes à 315 A seront de 0,8 mW.

La surépaisseur générée à ce niveau sera reprise lors du bobinage par des cales. Des rubans de fibre de verre seront ajoutés pour combler les vides. La soudure sera réalisée sur 10 cm de façon à faciliter la réalisation des raboutages.

En conclusion, les pertes seront de l'ordre du milliwatt localement, dans des zones bien refroidies comme nous le verrons par la suite.

### 2.3.3.3 Pertes des connexions entre galettes

Ces connexions sont un point délicat de notre bobine comme de toute bobine supraconductrice. En effet elles sont la source de pertes qui peuvent dégrader les performances et elles présentent une faiblesse mécanique du fait de leur position. En cas de dégradation d'une galette, nous pourrions éventuellement la remplacer en la déconnectant et en connectant une nouvelle galette. Nous avons choisi de réaliser des connexions démontables. Pour cela, la première et la dernière spire de chaque galette sont soudées à des pièces en cuivre liées rigidement à l'ensemble disque/bobinage. Pour connecter les galettes entre elles, il faudra ensuite connecter ces pièces en cuivre.

Il y a deux types de connexions :

1. les connexions intérieures au niveau du diamètre intérieur
2. les connexions extérieures au niveau du diamètre extérieur

Comme nous le verrons par la suite, la résistance des connexions intérieures et extérieures doit être de 0,2 μΩ au maximum pour atteindre l'objectif de 3 K entre le cryoréfrigérateur et le point le plus chaud. C'est l'objectif que nous nous sommes fixé pour dimensionner ces connexions.

La résistance électrique totale est la somme des résistances

1. R1 entre le conducteur supraconducteur et la pièce en cuivre
2. R2 de la pièce en cuivre sous induction magnétique (magnétorésistance importante du cuivre), en particulier pour la connexion intérieure
3. R3 résistance de contact entre les pièces en cuivre

## CONCEPTION

Nous avons donc mesuré des résistances de contact soudé « Cu / SnPb35 / ruban PIT » à 20 K pour connaître la résistance R1. Ces mesures sont présentées dans le Tableau 10 en fonction de la longueur de la soudure. Les résultats obtenus sont indépendants de l'induction magnétique entre 0 et 6 T. On remarque également que la résistance de la soudure est stable au-dessus de 5 cm de soudure, ce qu'on retrouve dans la littérature [GU05]. L'ordre de grandeur des mesures de 10 nΩ, pour une longueur de soudure supérieure à 50 mm, est celui obtenu par ailleurs ([TAN01] et [LEE03]).

L soudure (mm)	R (nΩ)
5-15	100
25	30-60
50	< 30

**Tableau 10 - Résistances d'un contact soudé Cu/SnPb35/ruban PIT à 20 K**

L'influence de l'induction magnétique sur la résistivité du cuivre doit être prise en compte. La magnétorésistance du cuivre peut être calculée précisément [FEV73]. F. R. Fickett [FIC72] nous permet de calculer à partir de la courbe de Kohler la variation de la résistivité d'un cuivre OFHC de RRR 100 avec l'induction magnétique comme présenté dans le Tableau 11.

Induction (T)	Résistivité (nΩ.cm)	Facteur par rapport à 0 T
0	20	1
3	40	2
6	60	3

**Tableau 11 – Résistivité d'un cuivre OFHC sous champ à 20 K [FIC72]**

Pour connecter entre elles les pièces en cuivre soudées sur le conducteur, on a étudié dans un premier temps la solution du serrage, ce qui est préférable si on souhaite pouvoir démonter les galettes ensuite pour remplacer une galette défectueuse.

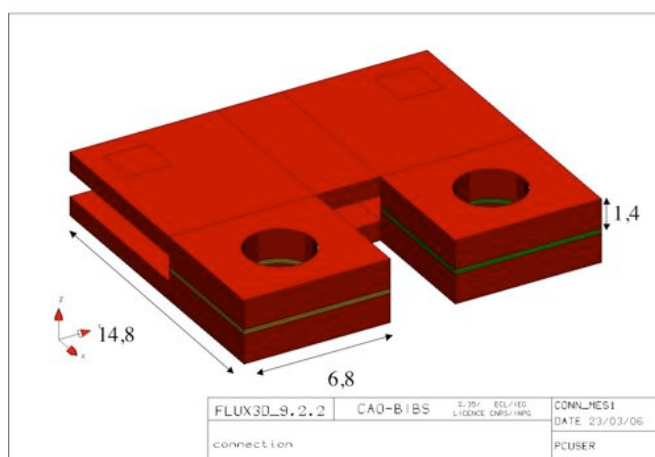
Les mesures disponibles dans la littérature [OKA90] nous apprennent que les résistances électriques les plus faibles sont obtenues avec du cuivre poli et en ajoutant un fin fil d'indium écrasé entre les deux surfaces en cuivre. Les résistances mesurées sont de l'ordre de 5 nΩ pour une surface de 1,64 cm<sup>2</sup> à 4 K avec une visserie inox qui permet d'appliquer les efforts importants.

La mesure directe des résistances des connexions n'est pas possible dans les conditions de fonctionnement puisque le dispositif expérimental utilisé pour la mesure des performances des rubans ne permet pas de mesurer des échantillons de cette taille.

Nous avons donc modélisé ces pièces avec le logiciel FLUX qui nous donne accès à la puissance totale dissipée et donc à la résistance de la connexion.

Au préalable, une validation du modèle de calcul a été effectuée sur des connexions de plus petite taille (cf. Figure 2-19). Deux échantillons ont été mesurés : l'échantillon 1 correspond à l'échantillon représenté sur la Figure 2-19 et l'échantillon 2 à la moitié. Le contact au niveau de la visserie avec Indium écrasé est modélisé par une région très mince (1/20<sup>ème</sup> de l'épaisseur de la pièce) avec la conductivité du cuivre. En effet la résistance d'un contact cuivre/cuivre avec indium écrasé est très faible.

## CONCEPTION



**Figure 2-19 - Connexion modélisée et mesurée (dimensions en mm)**

Le Tableau 12 indique un écart de 10 à 30% entre le calcul et les mesures. En effet, dans la modélisation, l'échantillon est alimenté à partir d'une surface parfaitement carrée qu'il est difficile de reproduire pour la mesure. De même les dimensions du modèle et de l'échantillon ne sont pas identiques. De plus la valeur de la résistivité de l'échantillon n'est pas connue avec une précision à 1 % par rapport à celle utilisée pour le calcul ( $0,2 \mu\Omega \cdot \text{cm}$ ). Étant donné l'imprécision de la modélisation, nous ajouterons 50 % à nos calculs de façon à avoir un facteur de sécurité. Ceci représente une marge importante mais néanmoins nécessaire étant donné le caractère critique de la résistance des connexions qui peut conduire à une température importante.

Echantillon	Résistance ( $\mu\Omega$ )	
	Mesure	Modélisation FLUX
1	0,4	0,44
2	0,63	0,8

**Tableau 12 - Comparaison des résistances mesurées et calculées à partir du modèle numérique**

Pour les connexions extérieures (cf. Figure 2-20), la modélisation donne  $0,04 \mu\Omega$ . Il faut multiplier cette valeur par 2 pour prendre en compte l'effet du champ qui sera inférieur à 3 T à l'extérieur (cf. Tableau 11) et par 1,5 pour prendre en compte l'incertitude de la modélisation. Il faut également ajouter la résistance des soudures sur une longueur de 50 mm de  $0,03 \mu\Omega$  (cf. Tableau 10). Au total, on devrait avoir une résistance de connexion de  $0,15 \mu\Omega$  ce qui est inférieur à notre objectif de  $0,2 \mu\Omega$ . Les contraintes de réalisation qui ne permettent pas d'assurer un contact direct entre les deux surfaces à serrer imposent d'utiliser une cale pour compenser les différences de hauteur entre les deux surfaces. Ceci ajoute une résistance supplémentaire. Pour diminuer la résistance finale, nous avons soudé des courtes longueurs de rubans supraconducteurs entre les deux pièces en cuivre, comme proposé dans la référence [SOH03], avec un alliage à basse température de fusion  $\text{In}_2\text{Bi}$  (cf. photo de la Figure 2-20).

## CONCEPTION

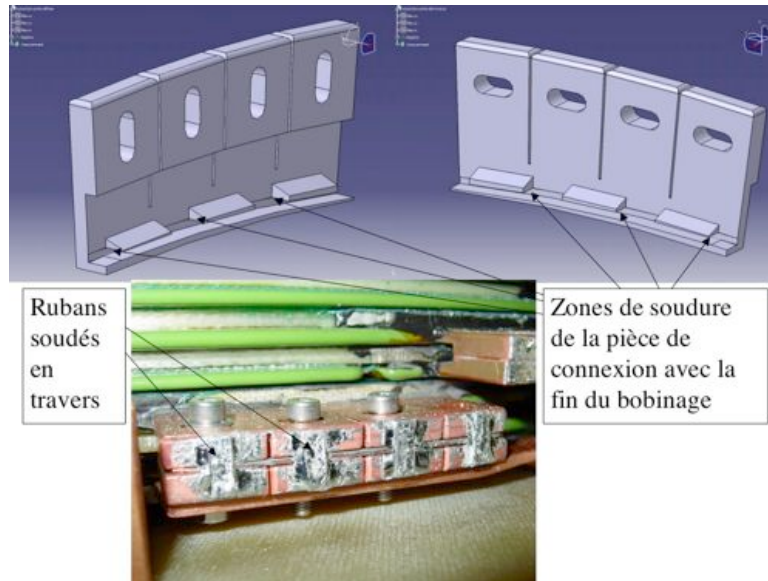


Figure 2-20 - Connexions extérieures

Pour les connexions intérieures (cf. Figure 2-21), les contraintes d'encombrement ne permettent pas d'avoir une pièce massive en cuivre de résistance inférieure à  $0,2 \mu\Omega$ . La solution retenue est donc la même que précédemment : nous avons soudé des courtes longueurs de rubans supraconducteurs entre les deux pièces en cuivre. Pour éviter d'affecter le reste du bobinage, la soudure devra être effectuée en chauffant le moins possible. Plusieurs alliages de soudure ont donc été testés. Les meilleurs résultats ont été obtenus avec de la soudure d'étamage classique SnPb. Les échantillons mesurés ont une résistance de  $0,2 \mu\Omega$ . L'utilisation d'indium (In et  $In_2Bi$ ) comme alliage de soudure conduit à des résistances 2 à 4 fois plus élevées.

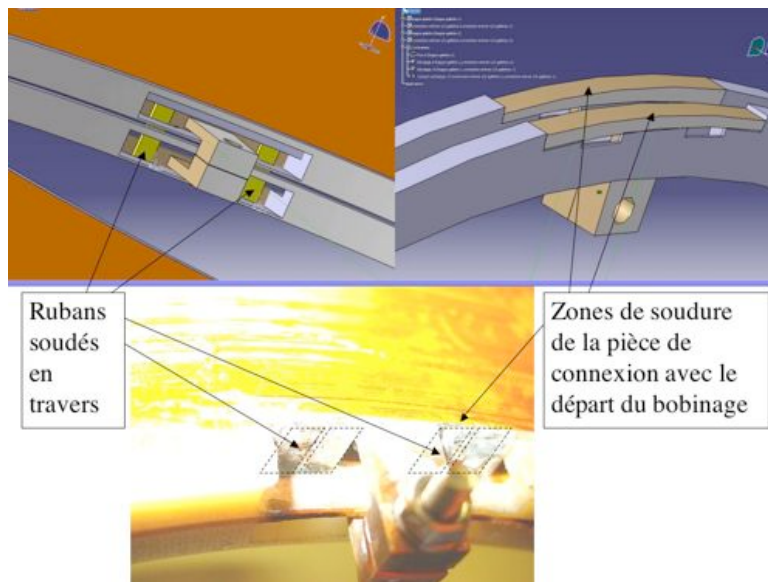


Figure 2-21 - Connexions intérieures

Au total, si on considère  $12,65 \text{ W}$  au niveau du bobinage et des résistances de connexions de  $0,2 \mu\Omega$  avec un courant de  $315 \text{ A}$ , on aura environ  **$13 \text{ W}$  de pertes dans le bobinage.**



### 2.3.3.4 Pertes par conduction et rayonnement

Les pertes par conduction et par rayonnement sur le bobinage sont calculées avec les hypothèses suivantes:

1. Température de l'écran thermique : 40 K
2. Température des amenées de courant supraconductrice côté « chaud » : 30 K
3. Température du bobinage : température nominale de 20 K.

Nous avons calculé les pertes apportées sur la bobine comme présenté dans le Tableau 13 :

Source des pertes	Description	Conductivité	Pertes(mW)
Supports	3 tirants de diamètre 12 mm en fibre de verre	$\int_{20}^{40} k_{G11}(T)dT = 5 \text{ W/m}$	10
Rayonnement	40 couches de superisolant (MLI) réparties sur 20 mm	Conductivité thermique équivalente= 0,05mW/m/K entre 40 et 20 K	300
Amenées de courant supraconductrices	2 ronds massifs HTS Bi-2212 Nexans de diamètre 8 mm longueur 200 mm	7 mW entre 40 et 4 K	14
	2 tubes G11 renfort mécanique diamètres 8-15 mm longueur 180 mm	$\int_{20}^{40} k_{G11}(T)dT = 5 \text{ W/m}$	3,5
<b>TOTAL PERTES (mW)</b>			<b>327,5</b>

Tableau 13 – Pertes par conduction et rayonnement sur la bobine

**En conclusion du paragraphe 2.3.3, les pertes au niveau de la bobine**, localisées au niveau des connexions entre galettes, par ses supports en fibre de verre et par le rayonnement **seront d'environ 13,5 W** évacuées par le cryoréfrigérateur bobine. Ceci « règle » la température du cryoréfrigérateur bobine à 14 K environ, ce qui augmente notre marge de température de 2 à 3 K.

### 2.3.4 Interface conducteur/drain thermique

Des travaux précédents ([REY02] et [ONO02]) ont montré la nécessité d'utiliser des drains thermiques entre chaque galettes. Dans le cas contraire, le bobinage n'est pas suffisamment refroidi. Nous bobinerons donc chaque galette sur un disque en cuivre. Le cahier des charges de la DGA spécifie des tensions de service de 1 kV. Lors d'une décharge de 2 s, le courant varie entre 315 et 0 A et l'inductance de 16,4 H induit une tension d'environ 2,5 kV. Une interface isolante est donc nécessaire entre le cuivre qui sera à un potentiel électrique nul, et le bobinage. Nous avons donc du faire un compromis entre une grande tenue diélectrique et une faible résistance thermique au niveau de cette interface appelée interface HT (Haute Tension). La solution retenue consiste en :

1. une première épaisseur de 0,2 mm d'époxy vert réalisée par une projection électrostatique en deux opérations sur la surface du disque
2. une couche de Redux<sup>®</sup>, tissu de coton pré-imprégné avec une résine époxy, qui permet de thermodadhérer le bobinage sur le disque
3. une couche de Kapton<sup>®</sup> de 25 µm encollé posé en ligne sur le conducteur

## CONCEPTION

Cette interface a une tenue diélectrique en haute tension (HT) supérieure à 5 kV comme nous avons pu le tester aussi bien sur des petits échantillons que sur les dix premières galettes bobinées. De plus, sous un vide à  $10^{-6}$  mBar, la rupture diélectrique sur un petit échantillon a été mesurée à 25 kV. A ce niveau de tension, on observe des décharges le long de l'isolation 1. (époxy vert) entre le cuivre non isolé et le conducteur. Ceci nous donne une marge intéressante puisque l'ensemble du bobinage sera sous un vide à  $10^{-6}$  mBar.

### 2.3.5 Dimensionnement des drains thermiques

Les pertes de la bobine de 13,5 W « règlent » donc la température du cryoréfrigérateur bobine à 14 K.

L'**objectif 1** du dimensionnement est de minimiser la différence de température entre le cryoréfrigérateur bobine et le point le plus chaud de la bobine pour avoir au maximum 3 K d'écart avec une marge de 3 K également, soit 20 K au maximum.

L'**objectif 2** du dimensionnement sera de minimiser l'énergie dissipée par courants de Foucault dans ces pièces pendant une décharge de 2 s ou de 10 ms.

Enfin, nous veillerons à minimiser la masse de cuivre utilisé.

Lors du pré-dimensionnement du SMES 800 kJ, nous avons étudié la solution d'un refroidissement par une bride en cuivre placée directement au contact du bobinage (cf. Paragraphe 2.3.6.1). Cette solution apporte une énergie dissipée pendant la décharge de 5 kJ, ce qui est trop élevé. Nous avons donc cherché une autre solution que nous présentons ci-dessous.

#### 2.3.5.1 Introduction

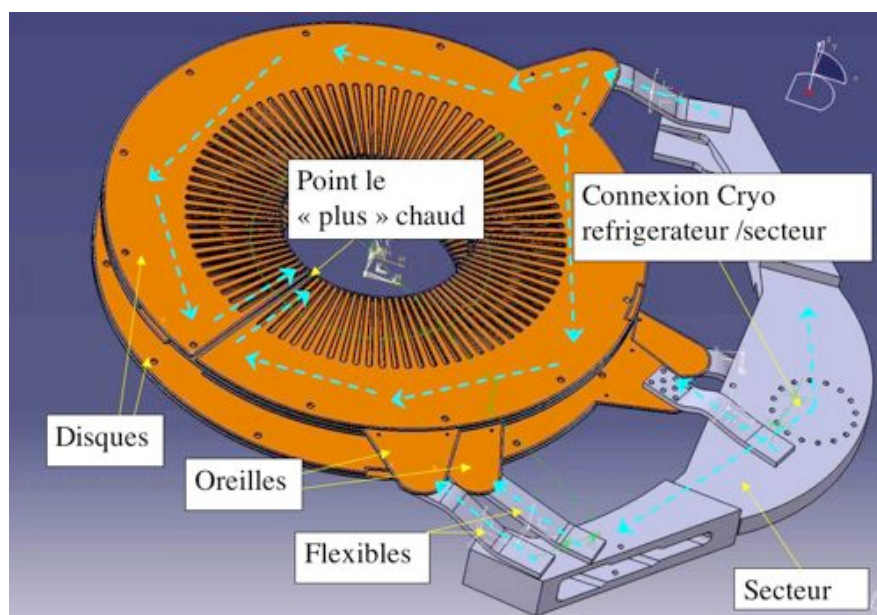
Le chemin thermique le plus long est celui qui mène du cryoréfrigérateur à la connexion intérieure d'une des deux galettes d'extrémité. Le niveau de pertes étant pris conventionnellement le même pour chaque galette, cette connexion est donc le point le plus chaud.

Ce chemin thermique entre la tête froide du cryoréfrigérateur et les connexions entre galettes est constitué d'une succession de pièces massives dans lesquelles il convient d'optimiser les objectifs 1, 2, et d'interfaces ou liaisons entre pièces, pour lesquelles seul l'objectif 1 est pertinent.

Entre les disques et la tête du cryoréfrigérateur, nous avons développé un système de distribution des frigories qui permet :

1. d'assurer des serrages importants au niveau des interfaces cuivre/cuivre
2. d'isoler le bobinage des vibrations du cryoréfrigérateur

Ce système est constitué d'une bride cuivre appelée secteur qui permet de distribuer les frigories aux oreilles des disques par l'intermédiaire d'éléments flexibles (cf. Figure 2-22).



LEGENDE -> Sens de circulation des frigories

Figure 2-22 – Connexion au cryoréfrigérateur bobine

La résistance thermique de l'interface HT devra être mesurée dans un dispositif adapté. En effet, même si les interfaces de contact, cuivre/cuivre notamment, ont été largement étudiées [GME99], la résistance thermique d'une application a toujours besoin d'être mesurée, de part ses caractéristiques souvent uniques (température, surface de contact, serrage, géométrie du drain). C'est pourquoi nous avons développé un dispositif de mesure des résistances thermiques de notre application à des températures proches de 20 K. Les mesures sont présentées dans la Partie 3. Nous utilisons les résultats de ces mesures que nous présentons ci-dessous dans le Tableau 14.

Description de l'interface mesurée	Pression (MPa)	Surface (cm <sup>2</sup> )	Conductance thermique (W/K)
Interface HT (kapton®/redux®/epoxy)	collé	5	0,05
Flexible désoxydé	massif	-	1
Flexibles Cu / In / Cu (4 vis M10 304)	5	27	10
Cryoréfrigérateur / In / Cu (12 vis M8 304)	1,5	125	100

Tableau 14 - Résultats de mesures de résistances thermiques à 20 K

### 2.3.5.2 Du cryoréfrigérateur aux disques

Au niveau de l'interface cryoréfrigérateur/secteur, la résistance thermique de 0,01 K/W (Tableau 14) et les pertes de 13,5 W donnent un écart de température inférieur à 0,2 K.

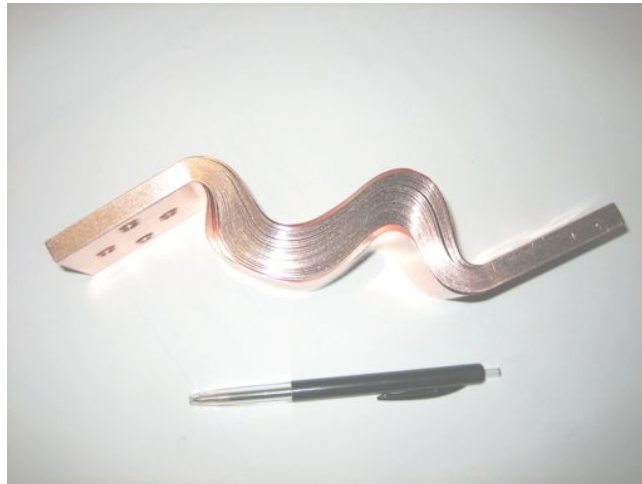
Les frigories sont distribuées aux galettes par l'intermédiaire d'une bride thermique que nous appellerons « secteur ». Cette pièce a été calculée avec le logiciel FLUX pour donner un écart de température de 0,5 K entre une extrémité et l'emplacement de la tête du cryoréfrigérateur. Son poids est de 50 kg.

Des courants de Foucault se développent dans cette pièce pendant la décharge. Le calcul avec le logiciel FLUX a permis d'évaluer l'énergie ainsi dissipée à 50 J pour la décharge de 2 s, et les

## CONCEPTION

courants de Foucault s'amortissent très rapidement après la décharge. En effet, les pertes sont proportionnelles à  $(dB/dt)^2$  et donc l'énergie dissipée est proportionnelle à  $1/dt$ . L'épaisseur de peau est de 20 mm pour la décharge en 2 s. Pour la décharge en 10 ms, l'épaisseur de peau est de 1,5 mm. Dans ce cas, après la décharge, on a une diffusion des courants de Foucault. Le calcul FLUX donne une énergie dissipée après la décharge supérieure du double de l'énergie dissipée pendant la décharge et 400 J pour la décharge en 10 ms.

Ensuite, les 26 flexibles (cf. photo de la Figure 2-23 ci-dessous) permettent de connecter le secteur aux disques de bobinage. Au final, le poids des 26 flexibles est de 50 kg.



**Figure 2-23 – Photo d'un flexible en cuivre (société Elektro Metal Schwanenmühle GmbH)**

La connexion des flexibles se fait de la même façon sur le secteur et sur l'oreille : serrage avec 4 vis inox 304 M10. La surface de contact sera un rectangle de 48 x 60 mm<sup>2</sup>. Les mesures ont donné 0,1 K/W (cf. Tableau 14). L'écart de température sera inférieur à 0,1 K par interface pour un niveau de pertes par galette de 0,487 W.

### 2.3.5.3 Disques

L'épaisseur de 3 mm a été fixée dès le départ pour minimiser la masse et maximiser la densité d'énergie stockée. Le disque est constitué de deux zones (cf. Figure 2-24):

1. Les barrettes (90 avec une largeur 5 mm au diamètre intérieur) permettent de limiter le développement des courants de Foucault et donc de minimiser l'énergie dissipée dans ces disques lors de la décharge de la bobine
2. La bague (partie pleine du disque) permet de distribuer les frigories à tout le bobinage

Les objectifs de minimiser les écarts de température et de minimiser l'énergie dissipée pendant la décharge divergent. En effet des courants de Foucault vont se développer dans la bague qui doit garder une section importante pour le transport des frigories. Le but de cette étude est de trouver un compromis entre ces deux objectifs. Le rayon intérieur de la bague  $r_{\text{bague}}$  est un paramètre d'ajustement. Nous allons faire varier ce paramètre dans deux études, une première en régime permanent et la

## CONCEPTION

seconde en régime transitoire de décharge. Le second paramètre d'ajustement est la résistance de connexion électrique entre galettes  $R_{\text{connexion}}$  qui donne le niveau de pertes de la connexion en régime permanent.

Le calcul est réalisé à l'aide de modèles numériques d'éléments finis avec le logiciel FLUX.

- En **régime transitoire** (décharge de la bobine), nous utilisons un modèle 3D. Nous avons vérifié la validité de ce modèle en comparant les résultats sur des géométries simples avec les solutions analytiques correspondantes.

Les pertes dans les oreilles ont été négligées puisqu'à leur niveau l'induction magnétique est moindre (1,5 T maximum) et qu'elles ont des dimensions moindres. Les courants de Foucault vont se développer dans la bague indépendamment des barrettes. Nous avons donc calculé les pertes dans les barrettes avec un modèle analytique et les pertes dans les bagues avec le logiciel FLUX. Le modèle FLUX comprend un ensemble de 13 demi-bagues, ce qui revient à étudier le quart de la géométrie réelle, par raison de symétries. Nous avons simulé des décharges de la bobine de 2s et de 10 ms. Le Tableau 15 regroupe les résultats des énergies dissipées pour des valeurs du rayon intérieur de la bague  $r_{\text{bague}}$  variables.

$r_{\text{bague}}$ (mm)	292	282	272	262
$t_D = 2$ s	350	585	990	1600
$t_D = 10$ ms	25000	32500	42200	70000

**Tableau 15- Evolution de l'énergie dissipée pendant une décharge dans les bagues (Joules)**

L'énergie dissipée est maximale pendant une décharge de 10 ms. Les énergies dissipées ne sont pas dans le rapport inverse des temps de décharge à cause de phénomène de diffusion des courants de Foucault dans les bagues en cuivre.

L'épaisseur de peau est de 20 mm pour la décharge en 2 s. Le calcul FLUX donne bien le résultat attendu : les courants de Foucault s'amortissent très rapidement après la décharge. Pour la décharge en 10 ms, l'épaisseur de peau est de 1,5 mm. Dans ce cas, après la décharge, on a une diffusion des courants de Foucault dans toute l'épaisseur. Le calcul FLUX donne une énergie dissipée après la décharge environ du double de l'énergie dissipée pendant la décharge. Nous avons pour objectif de limiter à la moitié de l'énergie dissipée admissible (100 kJ) l'énergie dissipée dans les bagues pendant une décharge de 10 ms. Nous avons donc choisi finalement le rayon  $r_{\text{bague}} = 290$  mm.

Les résultats de l'étude en régime transitoire sont reportés dans le Tableau 16.

Temps de décharge $t_D$	Bagues	Barrettes
2 s	300	16
10 ms	50000	3200

**Tableau 16 – Bilan des énergies dissipées pendant et après une décharge (Joules)**

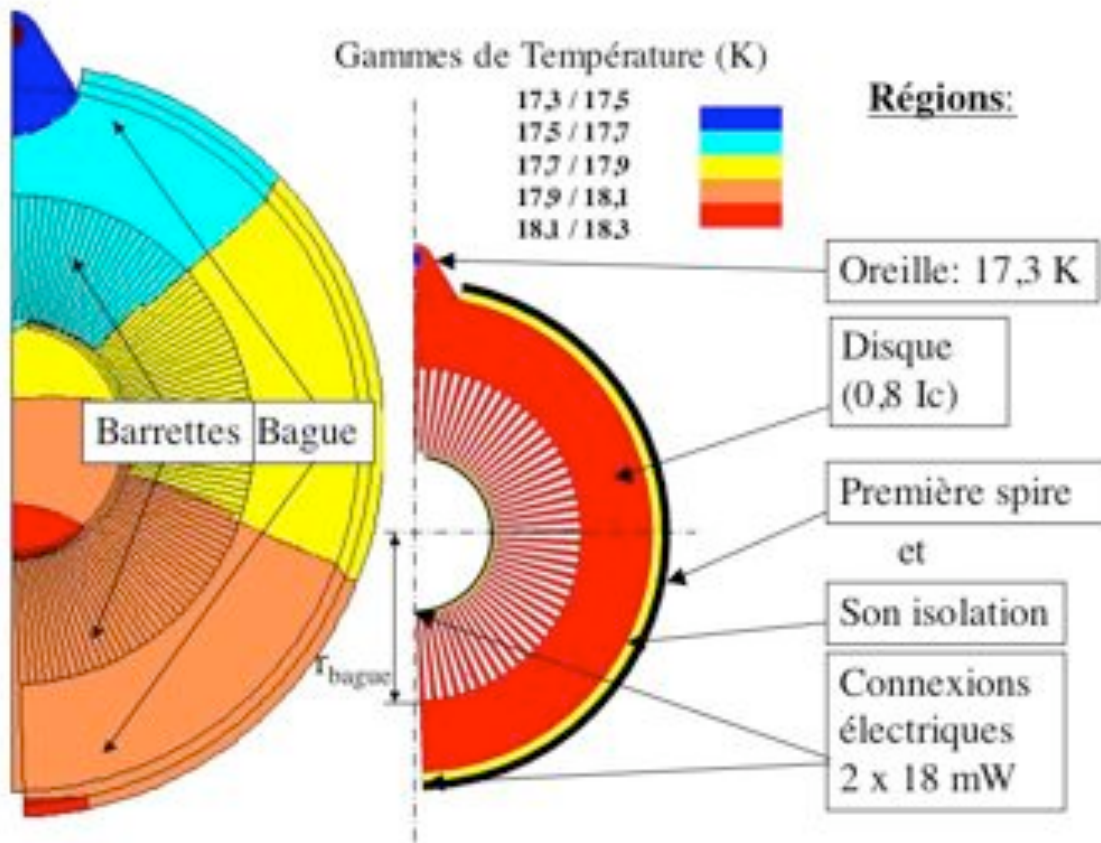


Figure 2-24 – Modélisation des disques en régime permanent

- En **régime permanent**, on considère les puissances dissipées au niveau du bobinage, des connexions intérieures et extérieures avec une température fixée au niveau de l’oreille de connexion. La moitié de la géométrie d’un disque (cf. Figure 2-24) est étudiée par raisons de symétrie et d’équivalence entre toutes les galettes. Pour la modélisation avec FLUX, le disque est divisé en 5 zones principales: l’oreille de connexion thermique, les connexions électriques intérieure et extérieure, les barrettes et la bague. A l’intérieur et à l’extérieur se trouvent les connexions électriques entre galettes. Nous faisons l’hypothèse que les pertes au niveau des connexions s’évacuent sur une spire. Nous avons donc modélisé une spire et son isolation. Nous faisons l’hypothèse que les pertes d’une connexion sont évacuées par les deux galettes connectées. Ainsi notre modèle considère seulement la moitié des pertes au niveau de la connexion.

La résistance surfacique de l’isolation est celle que nous avons mesurée (cf. interface HT Tableau 14), soit  $10 \text{ mK} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{W}^{-1}$ .

La conductivité du disque est celle du cuivre OFHC. Elle dépend de la température et de l’induction magnétique. On considère une conductivité à champ nul  $k = 2500 \text{ W/m/K}$ . Avec une induction magnétique de 6 T, la résistivité est multipliée par 3 (cf. Tableau 11), la conductivité est donc divisée par 3 (loi de Wiedemann et Franz),  $k = 833 \text{ W/m/K}$ . Au final, l’induction magnétique varie entre 0 et 6 T, on a donc fixé  $k = 1000 \text{ W/m/K}$ .

La connexion électrique intérieure entre galettes est celle qui a l’environnement le plus encombré, donc celle qui aura la plus grande résistance électrique  $R_{\text{connexion}}$ . C’est donc ici que se situe le point le plus chaud. Avec un rayon intérieur de la bague  $r_{\text{bague}} = 290 \text{ mm}$ , l’objectif de 1 K d’écart de

## CONCEPTION

température maximum entre l'oreille et le point le chaud du bobinage donne une résistance électrique  $R_{\text{connexion}}$  maximale de  $0,2 \mu\Omega$ . Les écarts de température sont de  $0,8 \text{ K}$  entre l'oreille et le point le plus chaud du disque, au niveau de la connexion intérieure, et de  $0,2 \text{ K}$  entre le disque et la connexion intérieure à travers l'isolation HT. On voit donc que l'écart de température augmente linéairement avec la résistance électrique  $R_{\text{connexion}}$  à ce niveau pour atteindre par exemple  $0,6 \text{ K}$  avec le disque et  $1,4 \text{ K}$  avec l'oreille pour une résistance de  $0,6 \mu\Omega$ .

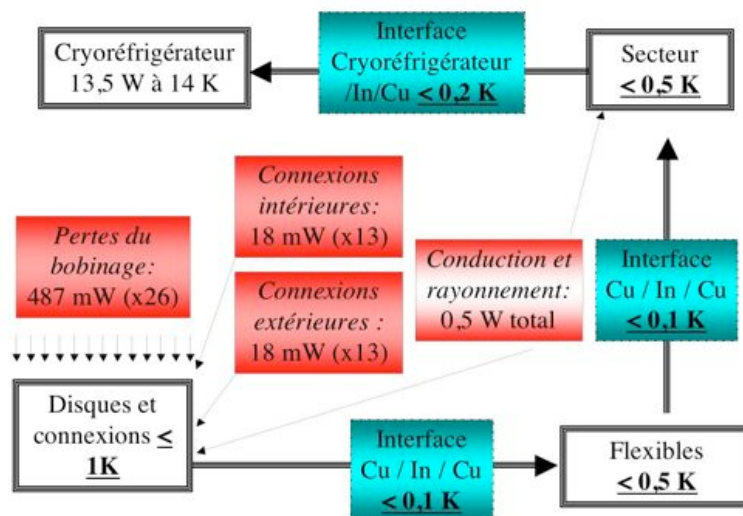
### 2.3.5.4 Bilan thermique de la bobine

En résumé, les écarts de températures et les énergies dissipées dans les drains thermiques sont regroupés dans le Tableau 17 ci-dessous.  $\Delta T$  est la différence de température entre les extrémités des pièces considérées ou au niveau de l'interface.  $E_{2s}$  et  $E_{10ms}$  sont les énergies dissipées dans les pièces massives pour une décharge de la bobine pendant  $2 \text{ s}$  et  $10 \text{ ms}$  respectivement. Il faudra ajouter les pertes en décharge dans le conducteur (cf Paragraphe 2.3.6).

Valeurs maximales		régime permanent	régime transitoire	
Pièce massive	Interface	$\Delta T$ (K)	E 2s (kJ)	E 10ms (kJ)
	cryoréfrigérateur – secteur	$< 0,2$	-	-
secteur		$< 0,5$	0,05	0,4
	secteur – flexibles	$< 0,1$	-	-
flexibles		$< 0,5$		
	flexibles – disques	$< 0,1$	-	-
disques et connexions		$< 1$	0,316	56,4
<b>TOTAL</b>		<b><math>&lt; 3</math></b>	<b><math>&lt; 0,5</math></b>	<b><math>&lt; 100</math></b>

**Tableau 17 - Bilan dimensionnement thermique**

Sur le schéma de la Figure 2-25 ci-dessous, on a résumé l'origine des pertes et la localisation des écarts de températures.



**Figure 2-25 – Bilan thermique à 20 K**

### 2.3.6 Énergie dissipée pendant la décharge

Les pertes en régime variable correspondent à une variation de l'induction magnétique qui crée un champ électrique (Equation de Maxwell) :

Équation 25 
$$\vec{r}\partial_t\vec{E} = -\partial\vec{B}/\partial t$$

et donc des pertes :

Équation 26 
$$p(t) = \iiint_{\text{volume}} \dot{E} \dot{J} dv$$

#### 2.3.6.1 Pertes dans le cryostat

Pendant la décharge, des courants de Foucault vont se développer dans l'enceinte inox et les éléments en cuivre. L'énergie dissipée s'exprime :

Équation 27 
$$P = \int_t (\iiint_v \rho J^2 dV) dt$$

Nous avons présenté précédemment les pertes dans les disques (cf. Paragraphe 2.3.5.3).

**Nous présentons ci-dessous les résultats des calculs dans les autres éléments massifs conducteurs du cryostat.**

A 20 K, les résistivités sont  $3.10^{-9} \Omega.m$  pour un cuivre classique et  $5.10^{-7} \Omega.m$  pour l'inox.

La Figure 2-26 représente les sous-régions du modèle avec la bride en cuivre et l'enceinte à vide en inox. L'épaisseur de l'inox reste fixée à 4 mm et déterminée par la résistance au flambage dû à la pression extérieure.

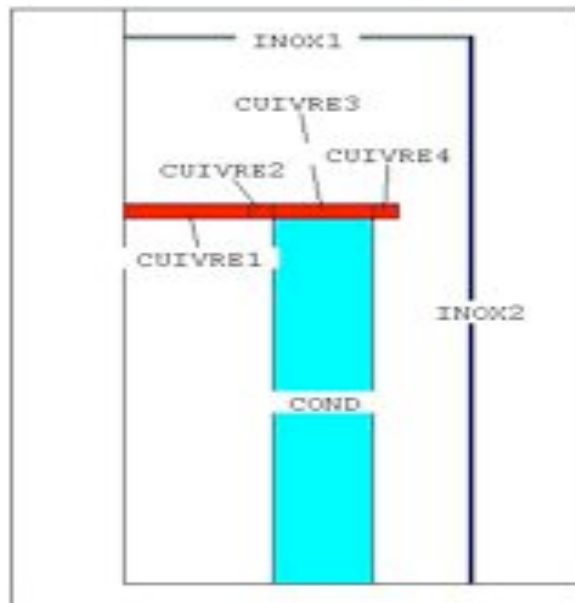


Figure 2-26 – Définition des régions du modèle du cryostat

Les pertes sont localisées dans les régions INOX1 et CUIVRE3. Les énergies dissipées pendant une décharge de 2 s sont détaillées dans le Tableau 18.



## CONCEPTION

Dimensions (mm)			Energie dissipée (J)	
Enceinte inox		Bride cuivre	Régions du modèle du cryostat	
Hauteur	Diamètre	Épaisseur	INOX1	CUIVRE3
1500	700	20	400	$2,4 \cdot 10^4$
1300	600	10	500	$1,5 \cdot 10^4$
1100	600	5	500	$8 \cdot 10^3$

**Tableau 18 – Energies dissipées dans le cryostat pendant une décharge de 2 s**

La solution de la bride de cuivre massive ne convient pas puisqu'elle dissipe 5 % de l'énergie stockée. En revanche, les pertes dans l'inox sont à un niveau acceptable de 0,1% de l'énergie stockée. Cette solution pourra être mise en œuvre plutôt qu'une enceinte en fibre de verre, de conception plus délicate.

### 2.3.6.2 Pertes dans le renfort du conducteur

Le ruban inox co-bobiné avec le conducteur comme renfort mécanique dans les zones fortement sollicitées mécaniquement est également le siège de pertes par courants de Foucault pendant la décharge.

On considère une cale infiniment longue suivant un axe Ox et un champ magnétique  $B_{ext}$  perpendiculaire à cet axe. En faisant l'hypothèse que le champ créé par les courants induits est négligeable par rapport au champ extérieur  $B_{ext}$ , on peut exprimer les pertes volumiques pour un ruban d'épaisseur  $l$ , de résistivité  $\rho$  :

**Équation 28**

$$p(t) = \frac{1}{12} \frac{1}{\rho} \left( \frac{dB_{ext}}{dt} \right)^2 l^2$$

En champ longitudinal, on considère le ruban d'épaisseur  $l = 0,2$  mm, de largeur 4 mm, de résistivité  $\rho = 5 \cdot 10^{-7} \Omega \cdot m$  avec un champ extérieur  $B_{ext}$  variant de 6 à 0 T en 2 s. Le volume concerné est au niveau de la première moitié de l'épaisseur du bobinage (cf. Partie 5), ce qui représente une longueur de conducteur d'environ 2,7 km. Le calcul donne une énergie dissipée de 0,4 mJ, 80 mJ pour une décharge de **10 ms**, ce qui est négligeable par rapport à l'énergie dissipée par les pertes dans les rubans supraconducteurs.

En champ transverse, on considère le ruban d'épaisseur  $l = 4$  mm, de largeur 0,2 mm, de résistivité  $\rho = 5 \cdot 10^{-7} \Omega \cdot m$  avec un champ extérieur  $B_{ext}$  variant de 2 à 0 T en 2 s. Le volume concerné est au niveau de la première moitié de l'épaisseur du bobinage (cf. Partie 5), ce qui représente une longueur de conducteur d'environ 2,7 km. Le calcul donne une énergie dissipée de 12 mJ, 2,4 J pour une décharge de **10 ms**, ce qui est négligeable par rapport à l'énergie dissipée par les pertes dans les rubans supraconducteurs.

En conclusion l'énergie dissipée dans le ruban d'acier inox en renfort est négligeable.

### 2.3.6.3 Pertes hystérésis dans les rubans supraconducteurs

La variation d'induction magnétique fait apparaître dans le supraconducteur un champ électrique, qui, associé à la densité de courant  $J_C$ , crée des pertes  $\vec{E} \cdot \vec{J}_C$ .

**Calcul analytique**

Les pertes dans un ruban PIT se calculent en représentant la géométrie du conducteur sous forme d'ellipse.

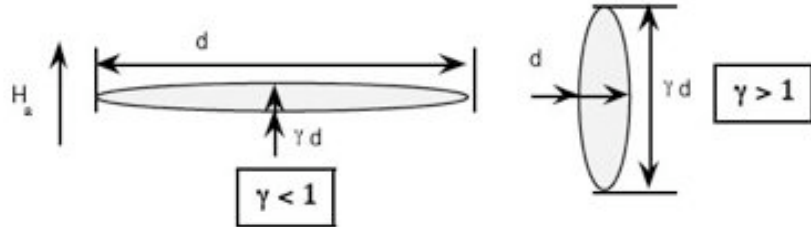


Figure 2-27 - Schéma d'une ellipse

L'expression générale du champ de pénétration  $H_p$  dans le cas d'une ellipse où le champ extérieur  $H_a$  est perpendiculaire à la dimension  $d$  est donné par [KAT02] :

Équation 29 
$$H_p = \frac{J_c d}{2} \frac{2}{\pi} \frac{\gamma}{\sqrt{\gamma^2 - 1}} \operatorname{arctg} \sqrt{\gamma^2 - 1}$$

Ainsi en pénétration complète ( $H_p > H_a$ ), la puissance active pour un régime périodique de fréquence  $f$  s'exprime en fonction du champ maximum  $H_{\max}$  :

Équation 30 
$$p = \frac{8}{3\pi} f \mu_0 H_p J_c d \left[ \frac{H_{\max}}{H_p} - \frac{2}{1 + \frac{3}{2} \frac{\gamma + 1}{\sqrt{\gamma^2 - 1}} \operatorname{arctg} \sqrt{\gamma^2 - 1}} \right]$$

On considère que les rubans sont parfaitement couplés entre eux et que la décharge de 2s peut être modélisée par un régime périodique de période 8 s ( $f = 0,125$ ).

Le conducteur du SMES DGA a pour largeur 4 mm et pour épaisseur  $e_1 = 0,9$  mm pour un conducteur 4 rubans et  $e_2 = 0,7$  mm pour un conducteur 3 rubans. On considère une densité de courant moyenne  $J_c = 200$  A/mm<sup>2</sup>. Le calcul donne 2,2 kJ de pertes dues à la composante parallèle au conducteur et 2,7 kJ de pertes dues à la composante perpendiculaire au conducteur. Au total l'énergie dissipée est de 4,9 kJ, soit une élévation de température d'environ 1 K. Ceci est vrai dans le cas d'une décharge de 2 s aussi bien que de 10 ms.

Ce calcul analytique utilise le modèle de Bean [BEA62], dans lequel la densité de courant  $J$  a trois états :  $J = 0$ ,  $J = +J_c$  et  $J = -J_c$ . Ce modèle est éloigné du comportement des PIT Bi-2212 qui se rapprochent plus du comportement d'une loi en puissance présentée précédemment.

**Calcul numérique**

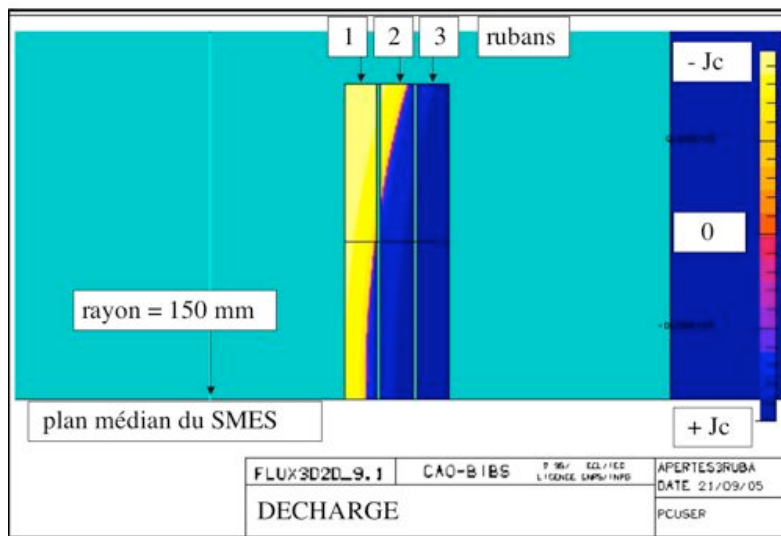
Nous avons ensuite utilisé le logiciel par éléments finis FLUX pour calculer les pertes dans le bobinage. Le modèle supraconducteur disponible dans FLUX permet de considérer un modèle de loi en puissance  $E(J)$  pour le conducteur. Ce modèle nécessite d'utiliser un maillage fin et des pas de temps courts. Ainsi nous n'avons pu modéliser qu'une spire pour avoir des temps de calculs acceptables (une nuit). Nous avons choisi de modéliser la première spire de la galette centrale, au

## CONCEPTION

niveau de l'induction magnétique maximale. Nous avons utilisé la symétrie par rapport au plan médian de la bobine pour ne modéliser que la moitié de largeur de la spire, soit 2 mm.

Nous avons utilisé dans le modèle supraconducteur (loi en puissance) une densité de courant critique  $J_C = 300 \text{ A/mm}^2$  et un indice de transition  $n = 10$ , de façon à assurer la convergence du calcul. La densité de courant critique est par contre supérieure à celle prise pour le calcul analytique. La spire est constituée de 3 rubans de section  $0,2 \times 2 \text{ mm}^2$  alimentés en parallèle par une source de courant de 288 A avant la décharge, soit  $J = 0,8 J_C$ . La spire est soumise à un champ magnétique simulé par une spire alimentée en phase avec la source de courant de la spire.

Sur la Figure 2-28 nous avons représenté la répartition de la densité de courant pendant la décharge. Nous remarquons que pour la plus grande part de la section de la spire  $J = +J_C$  et dans le reste de la section  $J = -J_C$ . En effet, des courants se développent pour s'opposer à la variation de l'induction (loi de Lenz).



**Figure 2-28 -Dégradés de densités de courant dans une spire pendant la décharge**

Le logiciel FLUX donne accès aux puissances actives que l'on peut intégrer sur le temps de la décharge. Les résultats de l'énergie dissipée pour une longueur de conducteur totale de 11,7 Kms sont présentés dans le Tableau 19. Ces résultats donnent une borne supérieure des pertes puisque toutes les autres spires du bobinage sont soumises à des inductions plus faibles.

Ruban	E dissipée (J/m)	E totale (kJ)	E totale (kJ)
1	0,216	2,5	11,7
2	0,206	2,4	
3	0,578	6,8	

**Tableau 19 - Energie maximale dissipée dans le conducteur en décharge**

La modélisation de la spire soumise à l'induction transverse maximale, au niveau d'une galette d'extrémité, permettrait d'avoir accès aux pertes induites par cette composante. Cependant la géométrie du modèle nécessite un maillage trop complexe pour permettre de faire converger le calcul. Des développements ou des puissances de calculs supérieures seraient nécessaires.

En conclusion, le calcul analytique utilise le modèle de Bean et sa simplicité de mise en œuvre permet de calculer les pertes au niveau d'une spire en considérant l'épaisseur du conducteur et l'induction magnétique locale tandis que le calcul numérique utilise le modèle en puissance mais la complexité de mise en œuvre ne permet pas de détailler les pertes au niveau de chaque spire. Les résultats donnent environ 5 kJ pour le calcul analytique et 12 kJ pour le calcul numérique sur la spire avec l'induction magnétique maximale.

**Finalement, nous considérons un ordre de grandeur de 10 kJ d'énergie dissipée avec les pertes par hystérésis.**

### 2.3.7 Refroidissement hélium

Pour un fonctionnement à plus basse température dans le cas d'une défaillance de la cryogénie détaillée ci-dessus ou dans le but d'améliorer les performances supraconductrices du bobinage, nous avons ajouté une réserve qui pourra être rempli d'azote liquide puis d'hélium liquide (cf. Figure 2-29). Un doigt froid avec des ailettes en contact avec le liquide est connecté au secteur au niveau du cryoréfrigérateur. Un échangeur refroidit la bride supérieure du bobinage avec les vapeurs froides.

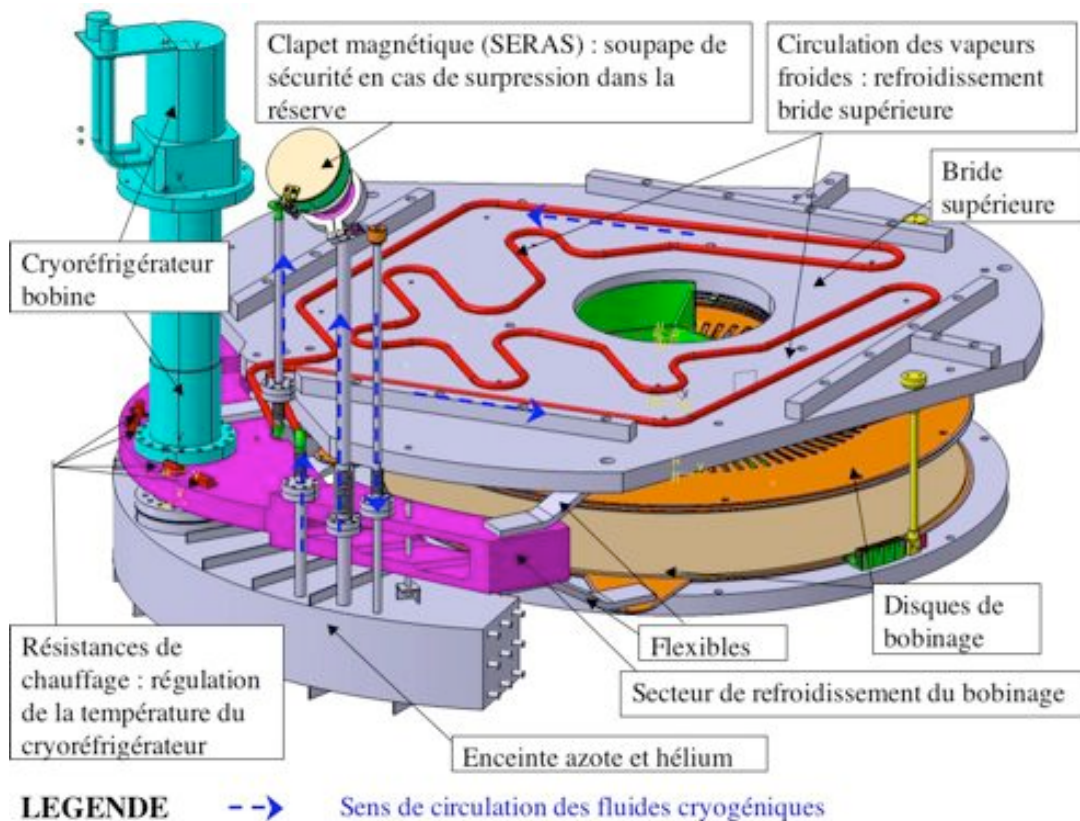


Figure 2-29 - Refroidissement du bobinage

### 2.3.8 Refroidissement par le cryoréfrigérateur écran

Le cryoréfrigérateur écran refroidit l'écran thermique et les amenées de courant.

### 2.3.8.1 Ecran thermique

L'écran thermique permet d'évacuer les pertes par rayonnement au niveau du cryoréfrigérateur écran. Nous l'avons dimensionné pour avoir un écart de température de 10 K en régime permanent entre la tête du cryoréfrigérateur et le point le plus chaud, c'est-à-dire le centre de la partie inférieure de l'écran. Sur la Figure 2-30, nous avons représenté la conception à ce stade.

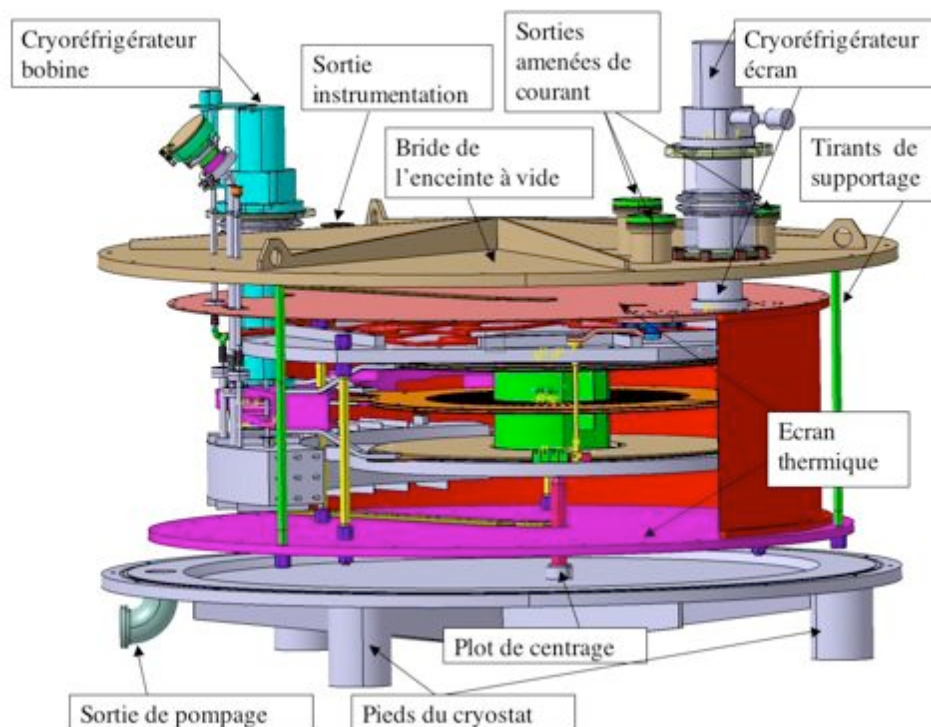


Figure 2-30 - Vue éclatée du SMES DGA

Ensuite, les évolutions de la conception pour permettre de découpler mécaniquement le cryoréfrigérateur de l'écran, par l'utilisation d'éléments flexibles, a contribué à l'augmentation des résistances thermiques et des écarts de températures mesurés lors des premiers essais (cf. Partie 5). Des couches de super-isolation (Multi-Layer Insulation (MLI)) complètent l'écrantage du rayonnement. Nous considérons 80 couches de superisolant répartis sur 40 mm avec une conductivité thermique équivalente (15 à 25 couches par cm) de 0,1 mW/m/K entre 300 et 40 K, soit environ 5 W au total.

### 2.3.8.2 Amenées de courant résistives

Les amenées de courant [LOC69] jouent un rôle essentiel au niveau des pertes dans tous les dispositifs supraconducteurs. En effet, elles sont le lien indispensable entre le milieu extérieur à température ambiante (300 K) et les bobinages supraconducteurs plongés dans l'azote liquide ou l'hélium gazeux dans notre cas. L'idéal serait de trouver un matériau étant à la fois bon conducteur électrique et mauvais conducteur thermique. Cependant la loi de Wiedemann et Franz (Équation 31 ci-dessous) qui relie la conductivité thermique  $k$  à la conductivité électrique  $\rho$  des métaux purs montre le contraire : un bon conducteur électrique est aussi un bon conducteur thermique.

## CONCEPTION

**Équation 31**  $k\rho = L_L T$

où  $L_L = 2,45 \cdot 10^{-8} \text{ W}\Omega/\text{K}$  est le nombre de Lorentz

Les amenées apportent donc des pertes par conduction thermique et des pertes Joule. Les matériaux utilisés pour la construction des amenées de courants sont des métaux comme le laiton, le cuivre ou l'inox. Entre le cryoréfrigérateur écran et la sortie extérieure, les amenées de courant sont en laiton. En effet, l'utilisation du laiton permet de limiter les pertes sans courant. La résistivité  $\rho$  du laiton varie très peu avec la température ( $\rho = 3 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$ ).

Les résultats des calculs de l'optimisation d'amenées de courant avec une résistivité constante sont présentés ci-dessous :

Pour une amenée non refroidie, le niveau des pertes passe par un minimum pour :

**Équation 32**  $\left(\frac{LI}{S}\right)^* = \sqrt{\frac{2}{\rho} \int_{T_0}^{T_c} k dT}$

Les amenées de courant sont optimisées pour un courant  $I_{OP}$ . Les pertes en charge  $Q_0^*$  et à vide  $Q_0^*(I=0)$  s'expriment alors :

**Équation 33**  $Q_0^* = I \sqrt{2\rho \int_{T_0}^{T_c} k dT}$

**Équation 34**  $Q_0^*(I = 0) = I_{OP} \sqrt{\frac{\rho}{2} \int_{T_0}^{T_c} k dT}$

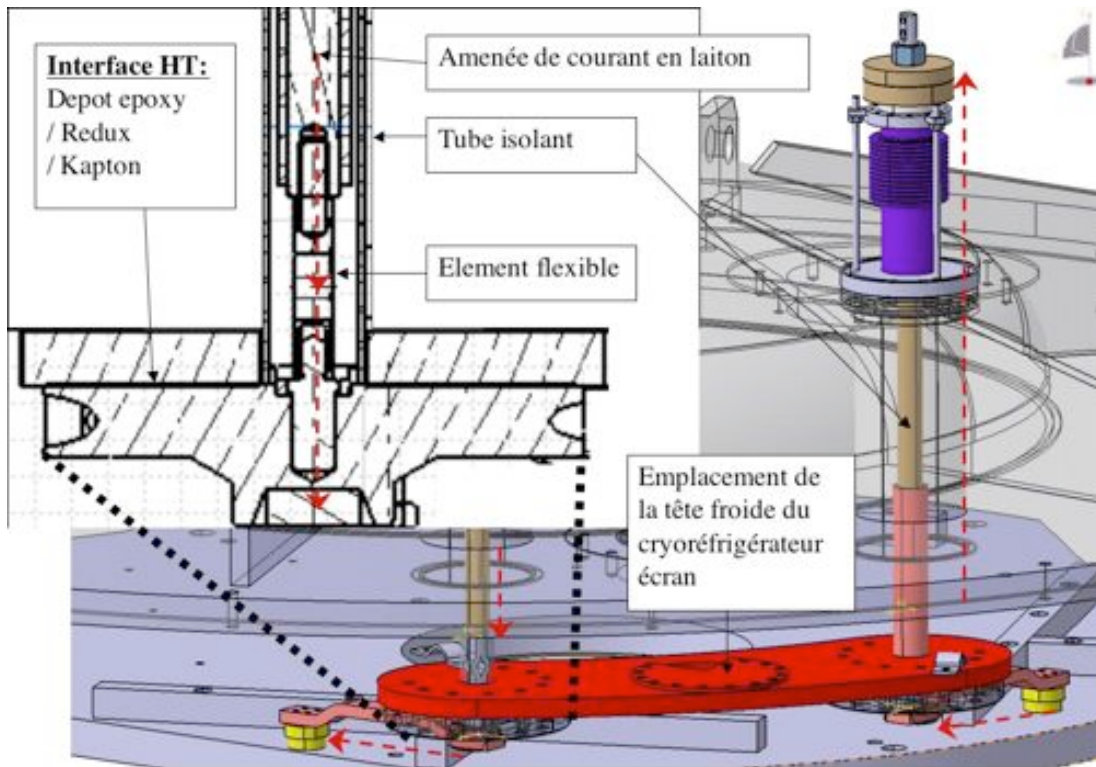
Le Tableau 20 regroupe les caractéristiques des amenées en laiton qui sont schématisées sur la Figure 2-31.

Dimensions optimums	LI/S	1050	kA/m
Pertes minimums	$Q_0^*/I$	40	mW/A
Longueur	l	0,45	m
Section	S1	171	mm <sup>2</sup>
Diamètre	D1	14,8	mm
Pertes à vide	$Q_0^*(I=0)$	8	W
Pertes	$Q_0^*$	16	W

**Tableau 20 - Amenée laiton 40-300 K optimisées à 400 A**

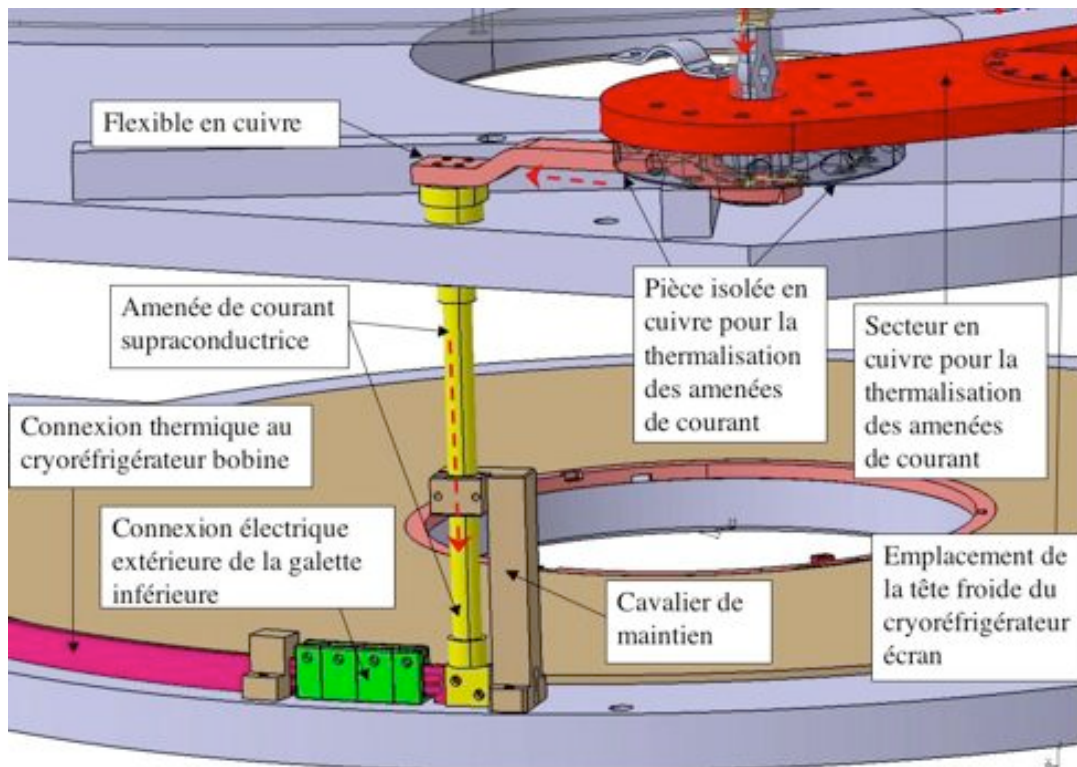
Les amenées de courant sont sur trois sorties différentes. Une amenée de courant intermédiaire (fil de cuivre de 1 mm<sup>2</sup> thermalisé sur le secteur) permet de mettre à la masse les galettes centrales et ainsi de diviser par deux la tension entre le bobinage des galettes d'extrémité et le disque associé.

CONCEPTION



LEGENDE --> Sens de circulation du courant

Figure 2-31 - Amenées de courant en laiton - partie "chaude"



LEGENDE --> Sens de circulation du courant

Figure 2-32 – Amenée de courant supraconductrice – partie « froide »

### 2.3.8.3 Interface thermique avec le cryoréfrigérateur écran

Les amenées sont refroidies au niveau du cryoréfrigérateur écran par une interface HT de la même façon qu'entre le bobinage et les disques en cuivre, dimensionnée pour avoir un écart de température de 10 K. Une pièce isolée en cuivre (cf. Figure 2-31 et Figure 2-32) permet d'évacuer les pertes.

### 2.3.8.4 Amenées de courant supraconductrices

Les amenées de courant sont supraconductrices entre la bobine et le cryoréfrigérateur écran pour réduire les apports thermiques sur la bobine. Elles sont constituées de cylindres en Bi-2212 massif de Nexans. Les efforts magnétiques nécessitent d'être repris par un tube en fibre de verre collé à l'amenée de courant et collé aux connexions en cuivre aux extrémités (cf. photo de la Figure 2-33). Un cavalier de maintien empêche les mouvements de l'amenée de courant.

Les caractéristiques des amenées de courant sont reportées dans le Tableau 21.

Longueur	l	0,2	m
Diamètre	d	8	mm
Conductivité thermique	k	1	W/m/K
Écart de température	$\Delta T$	20	K
Puissance transmise	$Q_0$	5,0265	mW
Pertes ADC SC	$Q_1$	8	mW
Résistance contact électrique	$R_2$	0,45	$\mu\Omega$
Pertes Joule contact bas	$Q_2$	72	mW

Tableau 21 - Amenées de courant supraconductrices (ADC SC) 20-40 K

Les résistances électriques entre l'ADC SC et le bobinage induisent des pertes qui sont évacuées par une connexion thermique au cryoréfrigérateur bobine réalisée avec un méplat en cuivre isolée électriquement (cf. Figure 2-32).

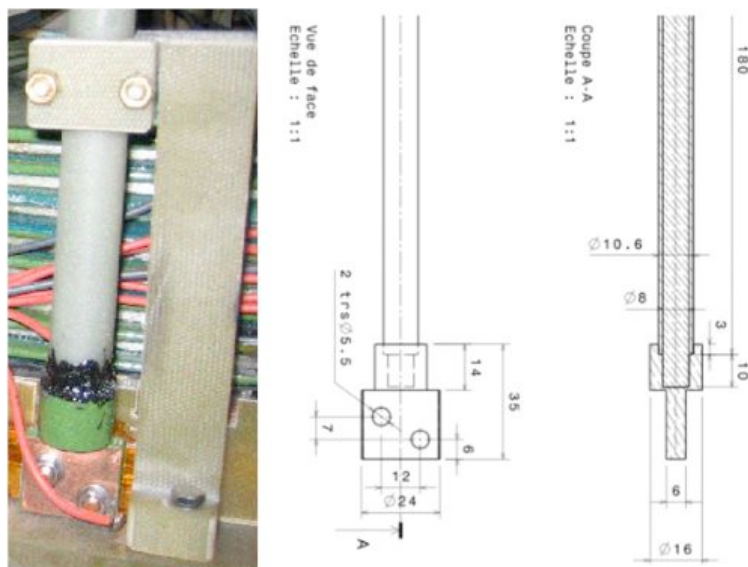


Figure 2-33 - Connexion inférieure des amenées de courant supraconductrices



### 2.3.9 Cryostat

La bobine est placée dans une enceinte à vide en acier inoxydable pour réduire les pertes thermiques par conduction et convection gazeuses. La bobine est maintenue par des tirants entre deux brides en fibre de verre époxy, de type G11. Ce matériau associe une forte contrainte de traction admissible, une bonne isolation électrique et une faible conductivité thermique. Trois tirants en fibre de verre époxy assurent le support de la bobine sur l'écran, lui même suspendu par trois autres tirants en fibre de verre sur la bride extérieure. Un centreur rétractable permet d'immobiliser la bobine lors de son transport. Tous les éléments du cryostat ont été dimensionnés pour supporter les différentes sollicitations mécaniques liées (vide, poids).

De la super-isolation (matelas de feuilles aluminisées avec espaceur ou MLI : Multi Layer Insulation) est placée entre les différentes enceintes pour réduire les pertes par rayonnement.

Le cryostat est équipé de différentes sorties pour le pompage, la mesure de la pression, des potentiels, de la température. Du charbon actif maintiendra le vide sur de longues périodes.

La bride supérieure comprend treize sorties :

- le cryoréfrigérateur "bobine",
- le cryoréfrigérateur "écran",
- les trois amenées de courant,
- la connectique de l'enceinte (trois sorties : siphon, sortie et clapet magnétique),
- le pompage,
- la vanne de vidage à bille (sécurité en cas de surpression dans le cryostat),
- la mesure du vide,
- les prises de potentiels pour les tests unitaires des double-galettes,
- les connections des sondes de température du cryostat.

### 2.3.10 Bilan énergies dissipées en décharge

Nous avons reporté dans le Tableau 22 les résultats des calculs des énergies dissipées pendant des décharges de 2 s et de 10 ms.

Elément	Cryostat inox	Secteur	Bagues	Barrettes	Conducteur	TOTAL
2 s	0,5	0,05	0,3	0,016	10	11
10 ms	-	0,4	50	3,2	10	67

**Tableau 22 - Energies dissipées (kJ) pendant la décharge**

**L'énergie dissipée lors d'une décharge est d'environ :**

- **1% de l'énergie stockée pendant une décharge de 2 s**
- **10 % de l'énergie stockée pendant une décharge de 10 ms.**

## CONCEPTION

Ainsi, par rapport au calcul du 2.1.2 où nous avons fait l'hypothèse de 100 kJ dissipés pendant une décharge de 2 s, les calculs ont montré qu'on dissipe 10 fois moins d'énergie. En conclusion, le SMES DGA a une énergie disponible supérieure à 500 kJ pour une décharge de 2 s.

### 2.3.11 Budget thermique SMES DGA 800 kJ

Finalement nous avons résumé le budget thermique du SMES DGA 800 kJ en régime permanent sur la Figure 2-34.

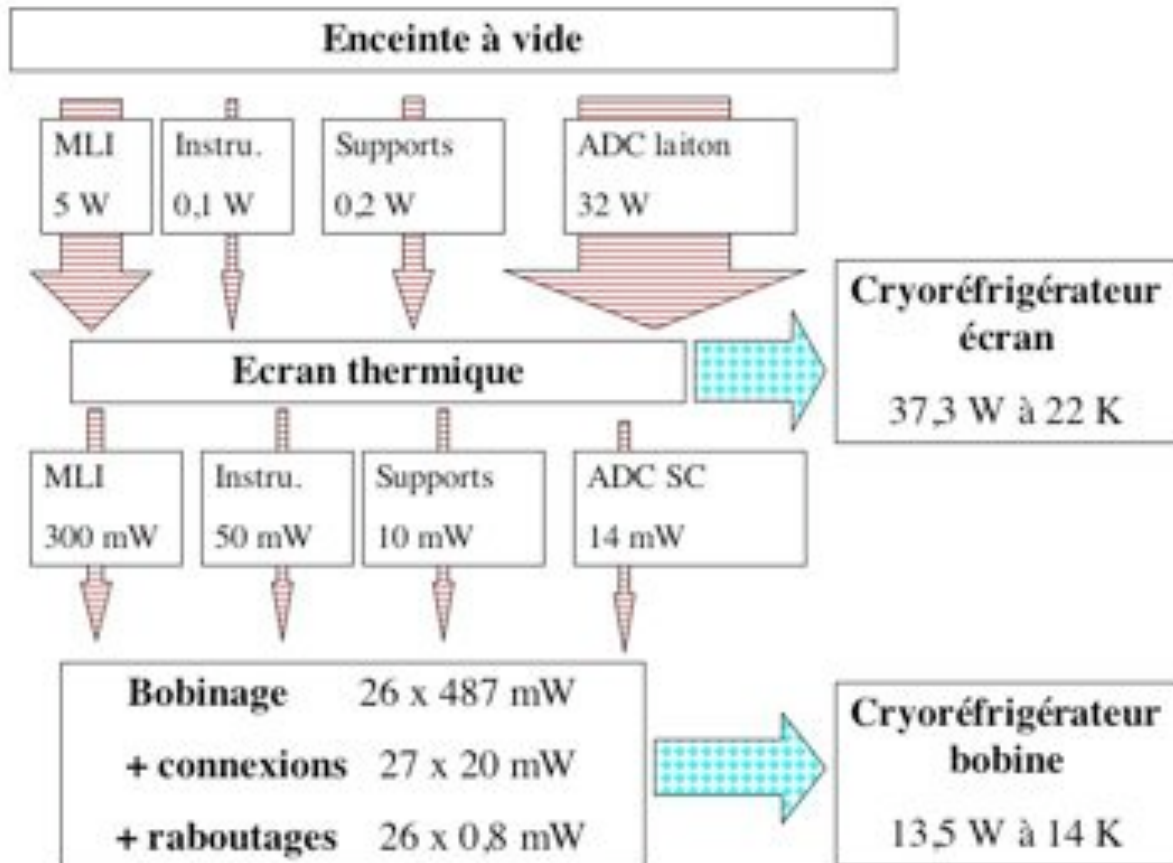


Figure 2-34 - Budget thermique du SMES DGA 800 kJ  
(puissance des groupes de compression des cryoréfrigérateurs : 7 kW)

En conclusion, nous avons développé une cryogénie qui répond au cahier des charges de la DGA pour refroidir efficacement le conducteur Nexans présenté dans la Partie 4. Les solutions techniques ont été testées pendant des essais qui sont présentés dans la Partie 3. L'étude d'extrapolation à 20 MJ présentée dans la Partie 6 propose une solution alternative de refroidissement basée sur les développements du SMES 800 kJ.

**Partie 3 ETUDE EXPERIMENTALE**

### 3.1 Mesures des résistances thermiques

#### 3.1.1 Introduction

Le développement d'une cryogénie dédiée à notre application a nécessité de mesurer les résistances thermiques à travers les drains thermiques et les interfaces détaillées dans le paragraphe 2.3.

Le principe de mesure de la conduction thermique est relativement simple. Sur la Figure 3-1, nous avons représenté un échantillon de conductance  $K$  connecté thermiquement à une masse à la température  $T_0$ . Une puissance  $P_2$  est injectée au niveau d'une chaufferette  $Ch_2$  et les températures  $T_1$  et  $T_2$  sont mesurées avec les thermomètres  $\theta_1$  et  $\theta_2$ .

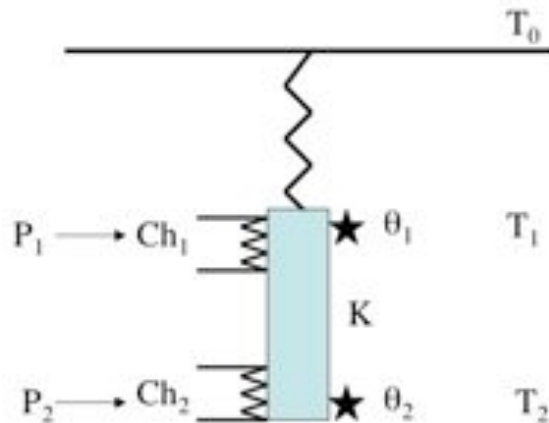


Figure 3-1 - Mesure d'une conduction thermique

Avec la loi de Fourier, on peut écrire :

**Équation 35** 
$$K(T) = \frac{P_2}{T_2 - T_1}$$

La pente de la courbe  $P_2 = f(T_2 - T_1)$  obtenue à partir de plusieurs valeurs de  $P_2$  donne la conductance moyenne  $K$  sur la plage de température balayée.

La mesure précise de  $K$  pour une température précise nécessite de prendre des précautions [GAN01]. On devra alors utiliser une seule loi d'étalonnage pour les sondes de températures : on chauffe avec une puissance  $P_2$  dans  $Ch_2$ , on mesure  $T_1$  et  $T_2$ . Ensuite, on règle l'échantillon avec  $Ch_1$  pour avoir la même valeur résistive dans  $\theta_2$  que précédemment. Alors on lit la température de  $\theta_2$  avec  $\theta_1$  et on s'affranchit de l'incertitude relative de la loi d'étalonnage de  $\theta_2$  (principe de la double-pesée).

On remarque à ce niveau que les mesures réalisées sont adaptées à nos besoins, c'est-à-dire que dans un premier temps nous souhaitons mesurer des ordres de grandeurs de résistances thermiques propres à notre application pour des températures autour de 20 K. Si les besoins évoluent, le dispositif pourrait être adapté pour réaliser des mesures plus précises, en utilisant des méthodes dynamiques par exemple [BRO96].

Dans un premier temps, nous avons réalisé des mesures à 77 K sur un dispositif existant avec des sondes de température Pt 100. Après avoir comparé nos mesures sur une interface cuivre/kapton/cuivre ( $500 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ) qui concordent avec celles de la littérature [BEN99] [ZHA99], nous avons mesuré l'interface HT (cf. Tableau 23).

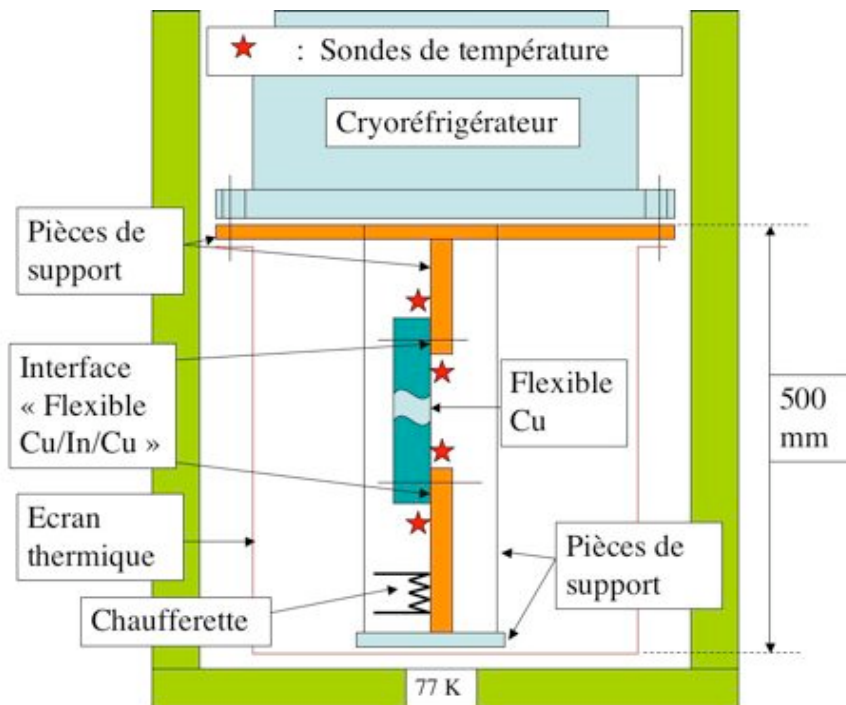
**3.1.2 Dispositif**

Dans un deuxième temps, nous avons développé un dispositif expérimental pour mesurer les résistances thermiques autour de 20 K avec un cryoréfrigérateur AL 330.

Les températures sont mesurées avec des sondes de température Cernox™, thermomètres résistifs semi-conducteurs, qui ont l'avantage d'être insensible à une induction magnétique de 6 T à 20 K et d'avoir une plus grande stabilité aux cyclages thermiques par rapport à d'autres sondes (résistance carbone Allen-Bradley® et TVO® par exemple) [BAL99]. En effet, les dix sondes disponibles vont être utilisées pour ces mesures sur des petits dispositifs mais également sur une maquette du SMES et dans le SMES. Les cyclages thermiques seront donc nombreux, ainsi que les montages et démontages. Enfin des sondes seront montées sur les amenées de courant et les connexions entre galettes et doivent donc être isolées électriquement. C'est pourquoi nous avons utilisé un support en fibre de verre G10 recouvert de cuivre où la cernox est soudé avec de l'indium.

Les dix sondes sont étalonnées entre 4 et 45 K et montées sur un support G10. Avec un support G10, le temps de réponse du thermomètre est de quelques secondes, ce qui ne perturbe pas nos mesures réalisées en régime stationnaire. La précision de l'étalonnage des sondes a été déterminée à 0,1 K. En effet les performances du supraconducteur varient peu pour une variation de température de 0,1 K. De plus, le coût de l'étalonnage des sondes de température augmente rapidement avec la précision souhaitée.

Sur la Figure 3-2, nous avons représenté le dispositif pour les mesures de l'interface « flexible Cu / In / Cu » et de la conductivité d'un flexible. Un dispositif qui empêche le mouvement dû aux vibrations du cryoréfrigérateur supporte l'échantillon flexible. Les essais ont été réalisés dans la gamme de température 15-25 K, sans régulation de la température de la source froide.



**Figure 3-2 - Dispositif expérimental des mesures thermiques à 20K (exemple de la mesure d'un flexible)**

## ETUDE EXPERIMENTALE

La mesure de la conductivité thermique d'un échantillon en acier 304 L de 100 mm de longueur avec une erreur de 10 % comparés aux données du NIST (National Institute of Standards and Technology) valide l'installation expérimentale pour nos besoins.

Les flexibles Cu (cf. Figure 2-23) sont constitués de 50 tôles de cuivre d'épaisseur 0,2 mm soudées aux extrémités sur une longueur de 50 mm (société EMS Elektro Metal Schwanenmühle GmbH). Ces flexibles seront utilisés pour isoler des vibrations du cryoréfrigérateur, permettre les contractions thermiques différentielles dues au refroidissement et s'adapter à la géométrie. Les flexibles sont presso soudés aux extrémités en faisant circuler un fort courant entre les surfaces des tôles pressées. Ce traitement, qui permet d'avoir du cuivre massif aux deux extrémités de la pièce, est réalisé sous atmosphère à haute température, ce qui oxyde le cuivre. Nous avons donc désoxydé au CNRS-CRETA chaque flexible. Le traitement consiste à maintenir un vide poussé ( $10^{-6}$  mbar) dans un four dans lequel l'élément flexible est chauffé à haute température (900°C) pendant dix heures. Ce traitement permet d'augmenter le RRR de 125 à 800. L'écart de température mesuré sur la longueur du flexible est inférieur à 0,5 K pour un niveau de pertes par galette de 0,487 W

L'interface HT détaillée précédemment (cf. 2.3.4) est mesurée sur un dispositif (cf. Figure 3-3) qui reproduit une spire (méplat de cuivre) sur un disque (plaque de cuivre recouverte de dépôt vert époxy).

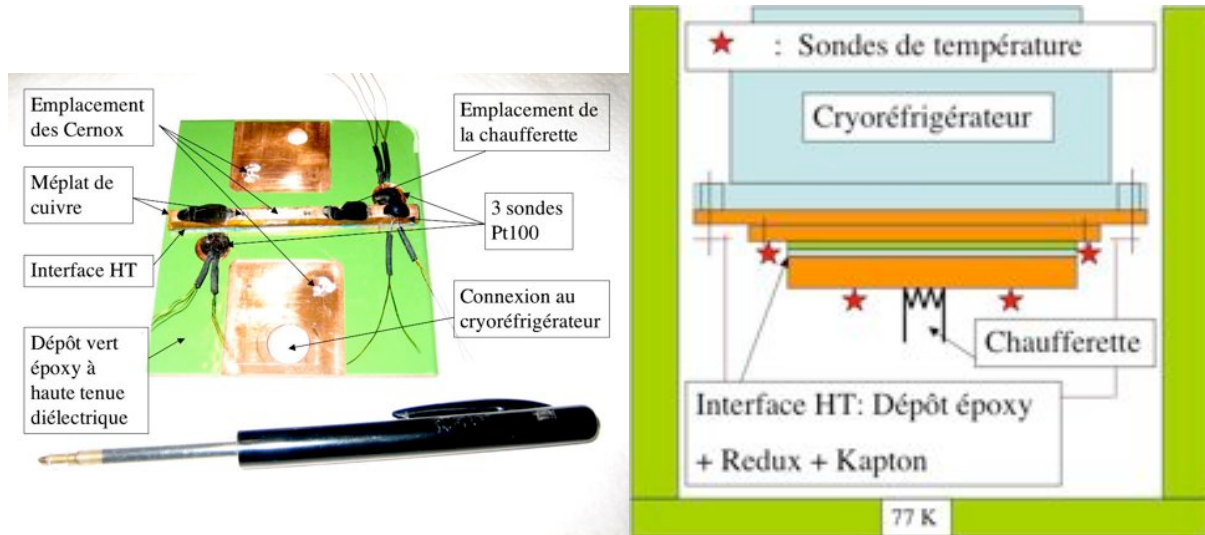


Figure 3-3 – Dispositif de mesure de l'interface HT

Pour améliorer les contacts au niveau des serrages entre les surfaces cuivre/cuivre, nous avons utilisé un fil d'indium écrasé entre les deux surfaces désoxydées et nettoyées.

### 3.1.3 Résultats et discussion

Les résultats sont reportés dans le Tableau 23.

## ETUDE EXPERIMENTALE

Description de l'interface mesurée	T(K)	Pression moyenne (MPa)	Surface (cm <sup>2</sup> )	Conductance thermique (W/K)	Conductance surfacique (W/K/m <sup>2</sup> )
Cu / kapton® / Cu	77	5	5	0,25	500
Interface HT (kapton®/redux®/epoxy)	77	collé	5	0,1	200
Interface HT (kapton®/redux®/epoxy)	20	collé	5	0,05	100
Flexible désoxydé	20	massif	-	1	-
Flexibles Cu / In / Cu (4 vis M10 304)	20	5	27	10	3700
Cryoréfrigérateur / In / Cu (12 vis M8 304)	20	1,5	125	100	8000

**Tableau 23 – Résultats des mesures des conductances thermiques**

La résistance de l'interface HT correspond à la somme des résistances des trois couches d'isolation (kapton, redux et epoxy), sans résistance d'interface entre ces couches. Les résistances « Flexibles Cu / In / Cu » ne varient pas sensiblement si on utilise 2, 4 ou 6 vis. L'amélioration de la conductance thermique entre les deux dernières lignes du Tableau 23 s'explique par le fait qu'on a utilisé 12 vis au lieu de 4 et donc que la surface de contact, qui se fait en réalité surtout au niveau du fil d'indium qu'on a enroulé autour de la vis, est augmentée sensiblement.

Les mesures antérieures de G. Donnier [DON01] à 77 K sur l'interface cuivre/cuivre entre 2 disques diamètre 110 mm avec un serrage de 23 vis laitons M5 disposées sur un diamètre 100 mm ont donné une conductance thermique de 24 W/K. Notre mesure sur la tête du cryoréfrigérateur de diamètre 126 mm avec un serrage plus important, puisque nous utilisons des vis inox avec des rondelles Belleville élastique, donne une conductance thermique 4 fois plus élevées.

Les résultats de ces mesures ont été utilisés pour dimensionner les drains thermiques du SMES comme présenté précédemment.

### 3.2 Essais sur une maquette

Nous avons cherché à valider plusieurs points de la conception du SMES. Pour ceci, nous avons réalisé et testé une maquette de dimensions réduites pour pouvoir utiliser un cryostat disponible au CRTBT.

#### 3.2.1 Cryostat d'essai

Un cryostat d'essai de diamètre intérieur 400 mm a été utilisé pour tester un modèle réduit de double-galette (cf. photo de la Figure 3-4 ci-dessous). L'enceinte permet de maintenir un vide secondaire de 10<sup>-6</sup> mbar. Un réservoir d'azote permet de refroidir un écran thermique et de thermaliser les amenées de courant des maquettes comme nous le verrons par la suite. Il pourra servir pour le refroidissement à 77 K du bobinage, par l'intermédiaire de la bride cuivre, ou d'écran thermique de la tête du cryoréfrigérateur lorsqu'on l'utilise pour le refroidissement à 20 K du bobinage.

## ETUDE EXPERIMENTALE

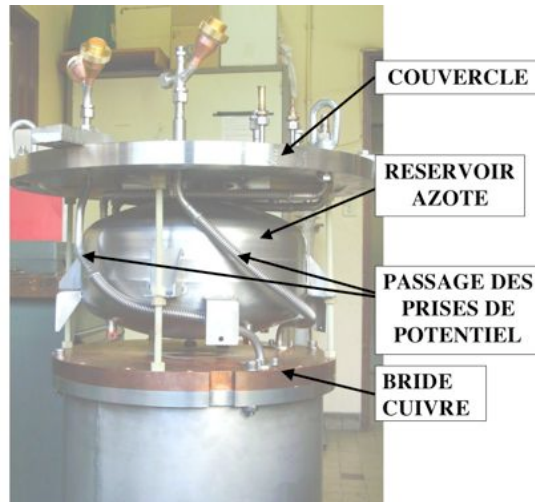


Figure 3-4 - Cryostat d'essai de la maquette

### 3.2.2 Bobinage

Le bobinage est constitué de deux galettes reliées entre elles par une connexion intérieure (cf. Figure 3-5) pour constituer une double-galette. Chaque galette est un enroulement de 50 spires de conducteur 3+1 isolé kapton, thermoadhéré avec un film de redux sur un disque de cuivre avec un dépôt d'époxy (sauf au niveau de l'oreille du disque). Un raboutage a été réalisé sur la galette supérieure. La double galette est maintenue entre deux flasques isolés kapton et refroidis directement par des tresses connectées à la bride en cuivre. L'oreille du disque sert de connexion thermique au cryoréfrigérateur. La connexion thermique est assurée par la bride sur laquelle est vissée la tête du cryoréfrigérateur, et un méplat de cuivre (drain thermique) vissé sur la bride et sur les deux oreilles. Le bobinage est isolé du rayonnement par un écran thermique en cuivre refroidi par le réservoir d'azote. Dix couches de super isolation séparent les parois chaudes du cryostat des éléments froids. Un vide secondaire de  $10^{-6}$  mbar est maintenu dans l'enceinte.

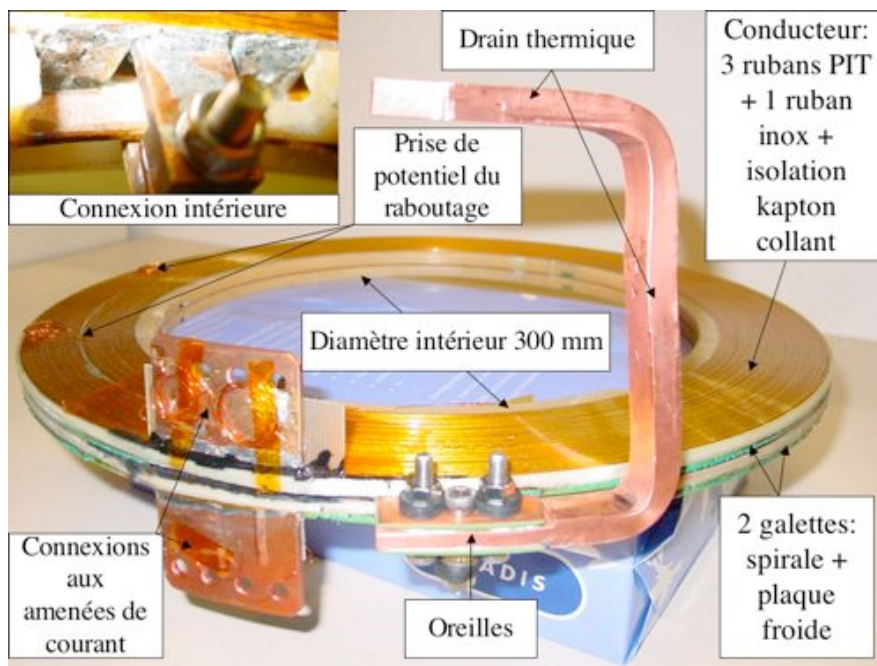


Figure 3-5 - Bobinage de la maquette



## ETUDE EXPERIMENTALE

Les amenées de courants ont évoluées. Dans leur configuration no 1, elles sont constituées de cinq sections (cf. Figure 3-6):

1. méplat de cuivre entre 300 K et 77 K
2. tresse de cuivre étamé isolée kapton et thermoadhérée avec du redux sur le réservoir d'azote liquide
3. méplat thermalisé par pression (plaquée) sur la bride du cryoréfrigérateur
4. passage étanche à travers la bride
5. méplat ceintré avec 4 conducteurs de 3 rubans co-étamés

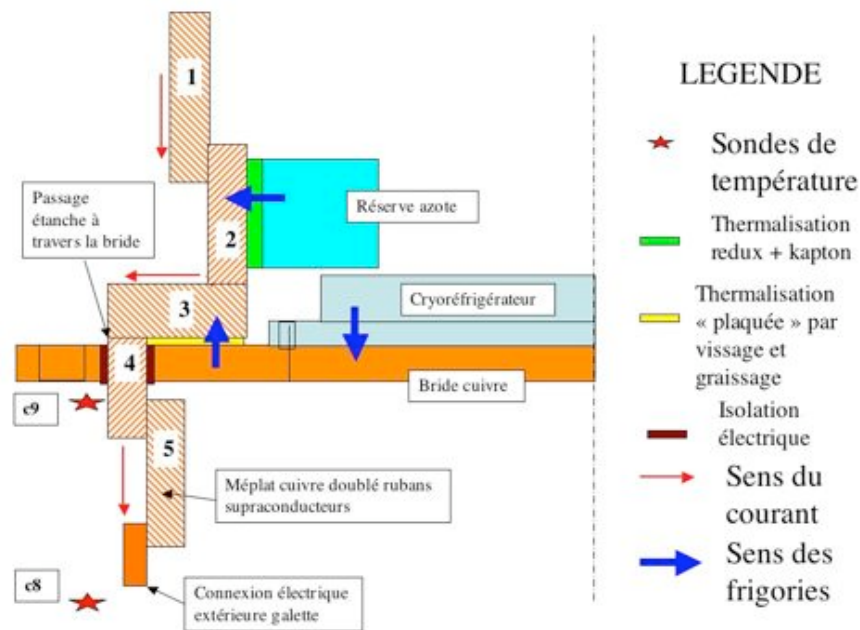


Figure 3-6 - Amenées de courant – configuration no 1

Les pertes apportées par les amenées de courant sur la maquette sont détaillées dans le Tableau 24.

L'instrumentation consiste en plusieurs paires de fils torsadés pour mesurer les différences de potentiels, ainsi qu'en plusieurs sondes de température :

- Pt 100 collées au niveau de la bride pour les températures au-dessus de 45 K
- Cernox vissées pour les températures en dessous de 45 K
- Chaufferettes de 100  $\Omega$  permettent d'apporter des puissances localisées.

Sur le schéma du dispositif ci-dessous (Figure 3-7), on peut localiser les sondes de températures qui permettent de mesurer les échauffements locaux. Ces échauffements sont dus aux pertes par conduction des amenées de courant, aux pertes Joule de ces dernières et des connexions électriques, et enfin aux résistances thermiques notamment au niveau des interfaces disque/bobinage.

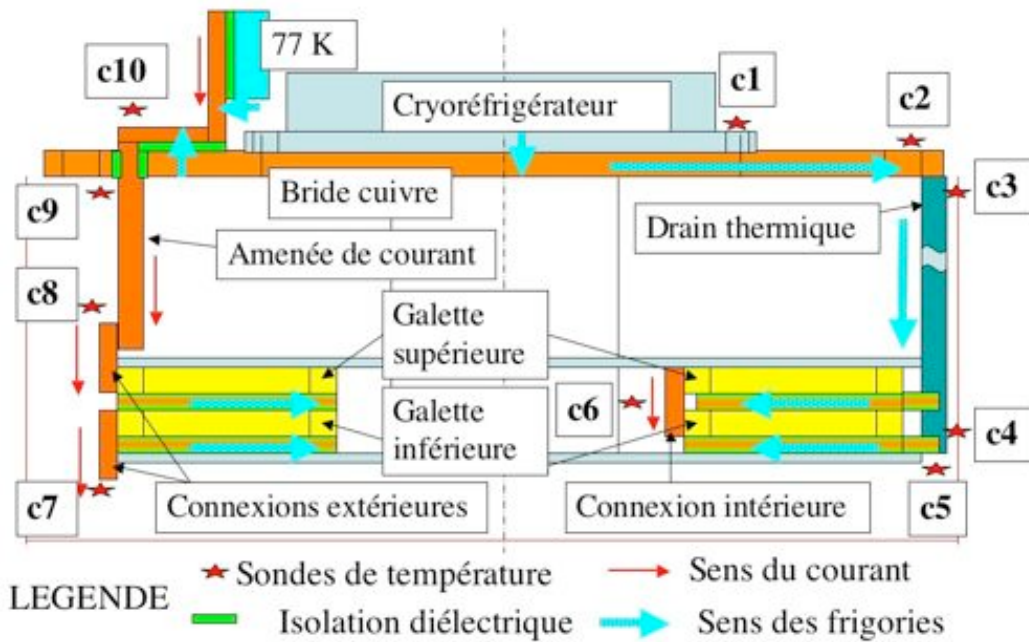


Figure 3-7 - Schéma du dispositif expérimental de la maquette

Les sondes c1 à c5 permettent de mesurer les écarts de température le long de la connexion thermique du cryoréfrigérateur aux oreilles des disques. Les sondes c6 à c10 mesurent les échauffements au niveau du bobinage et des amenées de courant.

### 3.2.3 Mise en froid

Le temps de mise en froid est d'environ dix heures avec environ un tiers pour la mise en froid de la bride et deux tiers pour la mise en froid du bobinage (cf. graphique de la Figure 3-8), le temps de la diffusion entre la bride et le bobinage.

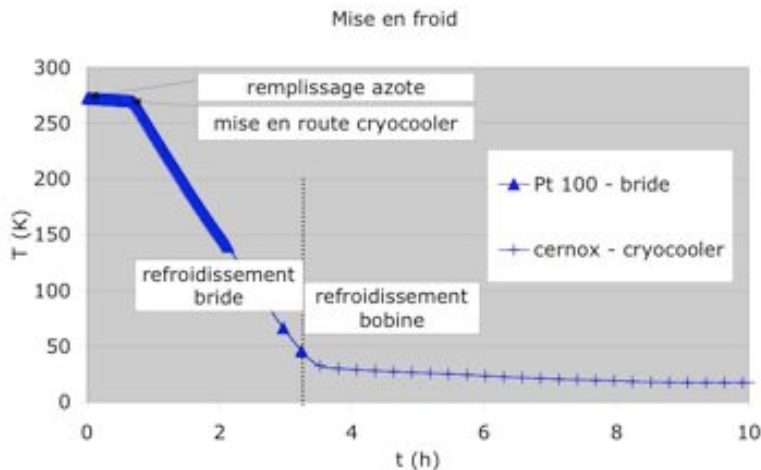


Figure 3-8 - Mise en froid du dispositif – configuration no 1 – sonde c1

## ETUDE EXPERIMENTALE

La température finale à vide (sans courant) est d'environ 14 K au niveau de la tête du cryoréfrigérateur (c1), de la bride (c2) et du drain thermique (c3 et c4), de l'oreille (c5) et du passage des amenées de courant à travers la bride (c9).

Cette température correspond à des pertes de 5,5 W spécifiées par le fournisseur du cryoréfrigérateur CRYOMECH. Nous avons calculé un niveau de pertes de 5,9 W comme détaillé dans le Tableau 24 ci-dessous. Cet écart correspond à un écart de température de 0,1 K soit la précision des sondes de température. Nous avons pris en compte en particulier le rayonnement du soufflet qui permet de limiter les contractions thermiques différentielles au niveau de la tête du cryoréfrigérateur.

Source des pertes	Description	Propriété	Pertes
Amenées de courant (x 2)	Longueur 100 mm section 6 mm <sup>2</sup>	Cuivre	2 x 2 W
Instrumentation	Fils + passages		0,7 W
Supports	Tiges filetées M10 longueur 230 mm	G10	0,2 W
Rayonnement du soufflet	Hauteur 800 mm Diamètre 130 mm	Emissivité 0,2	1 W
<b>TOTAL PERTES</b>			<b>5,9 W</b>

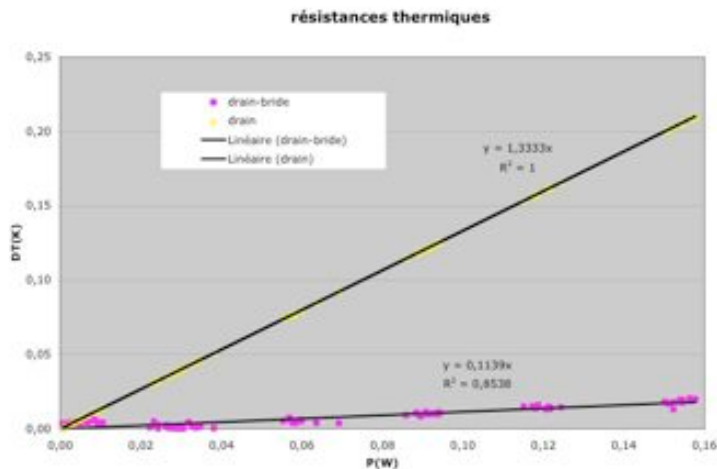
**Tableau 24 – Budget thermique de la maquette (I = 0)**

La température finale sans courant de la connexion intérieure (c6) est d'environ 14,5 K. La température de la connexion extérieure (c8) est d'environ 21 K. Le refroidissement des amenées de courant n'est donc pas suffisant et il évoluera comme nous le verrons par la suite.

### 3.2.4 Refroidissement des disques

Nous utilisons dans cet essai la chaufferette placée au niveau de l'oreille.

Le drain thermique (appelé « drain » dans le graphique de la Figure 3-9 ci-dessous) a une résistance thermique d'environ 1,33 K/W.



**Figure 3-9 - Résistances thermiques des interfaces – sondes c2-c3-c4-c5**

La résistance de l'interface drain-bride est bien de l'ordre de grandeur de 0,1 K/W utilisé pour le dimensionnement.

### 3.2.5 Refroidissement de la connexion intérieure

Nous utilisons la chaufferette placée au niveau de la connexion intérieure. Elle permet de dissiper des puissances localement. Nous mesurons les températures de la connexion intérieure (cf. premier graphique de la Figure 3-10) et de l'oreille. Nous pouvons alors tracer l'évolution de la différence de température DT entre la connexion intérieure et l'oreille en fonction de la puissance dissipée dans la chaufferette au niveau de la connexion intérieure (cf. second graphique de la Figure 3-10).

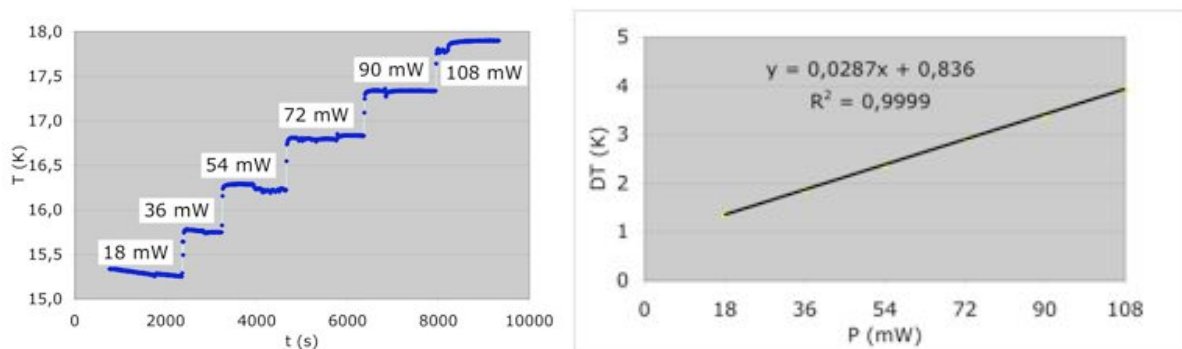


Figure 3-10 - Echauffements de la connexion intérieure

La pente de la courbe obtenue (28,7 K/W) est proche de celle de la simulation avec FLUX : 25,7 K/W, soit une déviation de 11 %. Le modèle de FLUX simule donc avec une bonne précision l'interface thermique entre la connexion intérieure et l'oreille dans ces conditions et la valeur de la résistance d'interface correspond bien à celle mesurée par ailleurs.

### 3.2.6 Premier essai en courant

Le bobinage est alimenté en courant continu, protégé par un contacteur qui s'ouvre lorsque la tension aux bornes des deux galettes dépasse un seuil. Une résistance de 0,17  $\Omega$  est connectée aux bornes des galettes et permet de les décharger en cas d'ouverture du contacteur.

### Mesures de températures

Le graphique de la Figure 3-11 donne les échauffements à différents endroits du bobinage avec des courants de 50 à 340 A.



Figure 3-11 - Echauffements des connexions – configuration no 1

À vide l'écart de température entre la connexion extérieure, respectivement intérieure, et l'oreille est de 7 K, respectivement 0,8 K. Ces écarts importants proviennent de pertes par conduction, à priori à travers les amenées de courant, respectivement le bobinage.

Pour un courant de 300 A, l'écart de température mesuré entre la connexion intérieure et l'oreille est de 2 K. L'écart mesuré à vide, dû aux pertes par conduction, est de 0,8 K. L'écart dû à l'échauffement est donc de 1,2 K, ce qui est supérieur à l'objectif pour le dimensionnement du SMES.

Entre la connexion extérieure et l'oreille l'écart de température est de 16 K à 300 A. Les amenées de courant sont optimisées. Dans ces conditions, les pertes par conduction et les pertes Joule sont égales au courant nominal. Ainsi, l'écart de température devrait simplement doubler entre 0 et 300 A, de 7 à 14 K. Nous avons mesuré 16 K d'écart, ce qui correspond à 2 K de plus. Cet écart supplémentaire est probablement dû aux résistances de contact qui au total apporteraient 0,5 W si on considère que les amenées de courant apportent 2 W pour une élévation de température de 7 K. La résistance totale des contacts serait de 6  $\mu\Omega$ , ce qui est possible étant donné l'encombrement du dispositif.

### Conclusions et perspectives

La mise en froid relativement rapide est satisfaisante.

La résistance de la connexion intérieure n'a pas pu être mesurée pour l'instant, mais une borne supérieure de 0,8  $\mu\Omega$  donnerait 1,2 K entre l'oreille et la connexion intérieure à 300 A. Les échauffements mesurés au niveau de la connexion intérieure sont raisonnables. Le refroidissement de ce point à priori le plus chaud du bobinage est satisfaisant.

Le point le plus chaud du bobinage est en réalité dans ces essais la connexion extérieure, à cause d'une mauvaise thermalisation des amenées de courant. Elle devra être réalisée soigneusement dans le SMES. Néanmoins, sa conception pour le SMES a été étudiée en détail alors que pour cette maquette nous avons dû nous adapter au dispositif existant.

Enfin, une rupture du conducteur au niveau de la connexion extérieure inférieure a été constatée et réparée. Cet incident met en évidence la nécessité de soigner le maintien mécanique de la connexion extérieure, dont le maintien mécanique est renforcé comme présenté dans la Partie 5.

### 3.2.7 Evolution de la thermalisation des amenées de courant

Dans les essais précédents, nous avons mis en évidence la nécessité de thermaliser plus efficacement les amenées de courant et d'utiliser des amenées de courant supraconductrices. C'est l'objet des essais que nous décrivons ci-dessous.

#### Thermalisation sur la réserve d'azote

Il est nécessaire de thermaliser les amenées de courant à 77 K pour minimiser les pertes à évacuer au niveau du cryoréfrigérateur et ainsi atteindre des températures plus basses.

La température est mesurée à chaque extrémité de la thermalisation à 77 K des amenées de courant, qui est plaquée sur la réserve d'azote. L'évolution de ces deux températures est reportée dans le graphique de la Figure 3-12. On remarque l'efficacité de cette thermalisation puisqu'elle refroidit l'amenée de courant d'environ 40 K (therm 77K froid). Les créneaux sur les courbes du graphique correspondent aux cycles d'évaporation (lent, par exemple entre  $t=21000$  s et  $t=30000$  s) et de remplissage (rapide, par exemple à  $t=30000$  s).

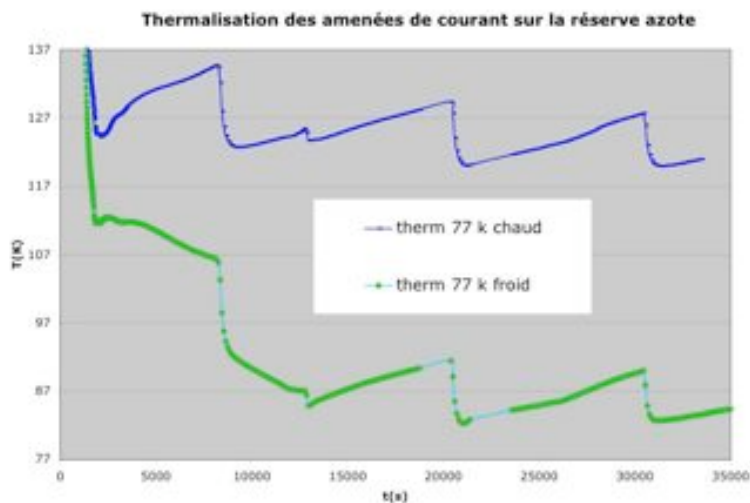


Figure 3-12 - Thermalisation à 77 K

#### Thermalisation sur la bride du cryoréfrigérateur

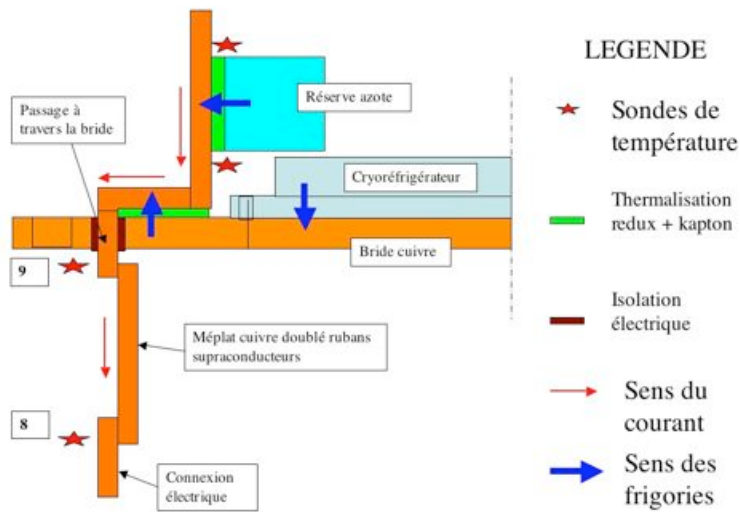
Il est nécessaire de thermaliser efficacement les amenées de courant sur la bride du cryoréfrigérateur pour minimiser les pertes transmises au bobinage.

Les trois configurations testées successivement sont décrites :

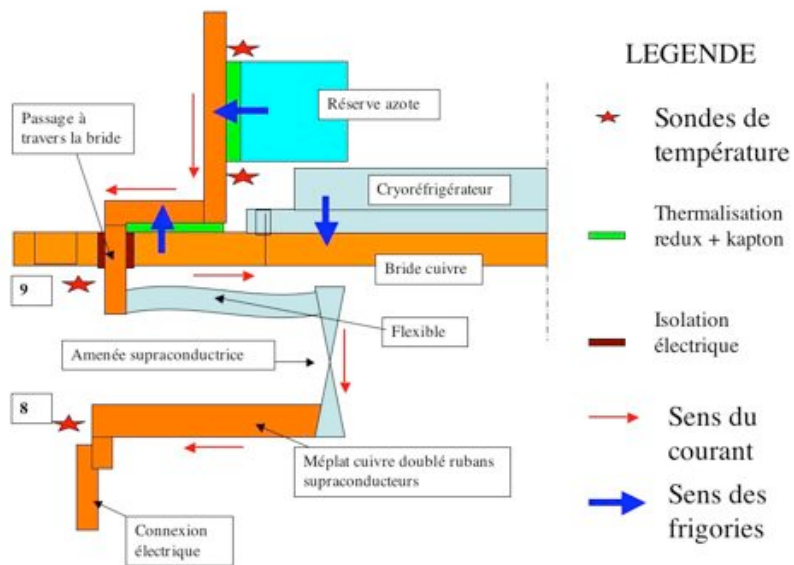
1. Figure 3-6- configuration no 1 : la thermalisation des amenées de courant entre 77 K et le passage à travers la bride cuivre a été réalisée initialement en plaquant les amenées sur la bride.

## ETUDE EXPERIMENTALE

2. Figure 3-13 - configuration no 2 : la solution adoptée est de thermo adhérer avec du redux l'amenée de courant sur une plaque vissée sur la bride cuivre avec de la graisse Apiézon pour améliorer le contact thermique. La section des amenées de courant est réduite de façon à diminuer les pertes par conduction et par effet Joule puisque nous limitons le courant à 100 A par la suite. En effet, on a choisi de faire les mesures électriques à ce niveau de courant pour limiter les échauffements et le champ magnétique et donc les perturbations sur la mesure
3. Figure 3-14 et Figure 3-15 - configuration no 3 : des amenées de courant supraconductrices Nexans sont utilisées. Leur faible conductivité thermique ( $< 1 \text{ W/m/K}$  à 77 K) agit comme un isolant thermique et leurs pertes Joule inférieures à 3 mW permettent de diminuer les pertes. Enfin, leur utilisation nous permettra de les tester dans un environnement proche du SMES.



**Figure 3-13 - Refroidissement des amenées de courant – configuration no 2**



**Figure 3-14 - Refroidissement des amenées de courant – configuration no 3**

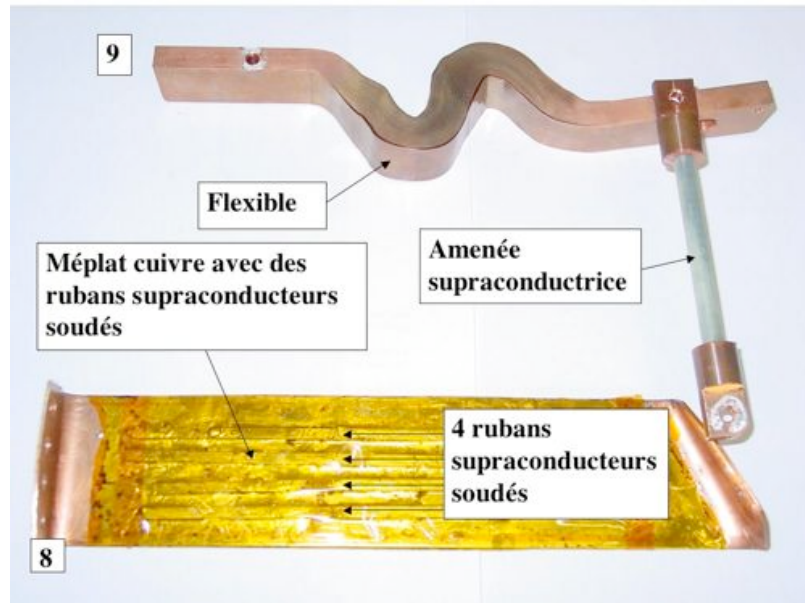


Figure 3-15 – Photo des amenées de courant – configuration no 3

Dans cette configuration no 3, on devra attendre dix heures environ pour atteindre une température stable. La connexion électrique extérieure est refroidie à 15 K sans courant, par rapport à 20 K précédemment. La thermalisation des amenées de courant est donc efficace dans cette configuration.

### 3.2.8 Bilan des essais

Les mesures de température de la connexion extérieure ont montré l'efficacité de la thermalisation avec du redox.

Les mesures de tensions ont permis d'avoir accès aux résistances électriques intéressantes. Une prise de potentiel aux bornes de la connexion intérieure a été arrachée pendant le bobinage. Elle a été remplacée en utilisant une laque d'argent qui n'a pas tenu. Les prises de potentiel utilisées sont aux bornes du raboutage, aux bornes du méplat avec des rubans supraconducteurs soudés dans la configuration no 2 et au niveau de 8 et 9 dans la configuration no 3.

Les faibles niveaux de tensions (microvolt) ainsi que l'environnement (induction magnétique 100 mT et vibrations du cryoréfrigérateur) imposent de prendre des précautions pour réaliser des mesures de tensions:

1. les fils de tensions sont torsadés par paires entre les prises de potentiel de la tension mesurée et la sortie du cryostat
2. des câbles BNC torsadés par paires sont utilisés en dehors du cryostat
3. une amplification adéquate avec un gain de 1000 est utilisée pour avoir des niveaux de tensions de l'ordre du millivolt
4. la mesure est réalisée successivement en  $+I$  et  $-I$ , pour s'affranchir des effets thermoélectriques
5. 30 points minimums sont enregistrés pour effectuer une moyenne temporelle (sur une minute)



## ETUDE EXPERIMENTALE

Les résultats sont présentés ci-dessous dans le Tableau 25:

Raboutage	Méplat avec rubans supraconducteurs soudés	8-9 (cf. Figure 3-15)
8 n $\Omega$	0,2 $\mu\Omega$	4 $\mu\Omega$

**Tableau 25- Résistances électriques mesurées**

La résistance du raboutage mesurée de 8 n $\Omega$  est acceptable puisqu'elle est largement inférieure à celle mesurée à 77 K utilisée pour le dimensionnement initial. En revanche, la résistance d'un méplat en cuivre avec des rubans supraconducteurs soudés sur une partie de la longueur n'est pas négligeable et est égale à celle visée pour une connexion intérieure (0,2  $\mu\Omega$ ). Cette résistance est due à la qualité du cuivre utilisé (RRR=10).

### 3.2.9 Conclusions et perspectives

La thermalisation des amenées de courant est efficace grâce à l'utilisation du redux qui permet d'avoir une bonne thermalisation sur la réserve azote et sur la bride cuivre.

Les amenées de courant supraconductrices ont été testées dans un environnement proche de celui du SMES et notamment concernant l'isolation des vibrations du cryoréfrigérateur avec des flexibles. Leur rôle de barrière thermique a bien été mis en évidence. Leur fonctionnement n'est pas dégradé, excepté aux extrémités pendant le montage probablement.

En revanche, la connexion extérieure n'est pas suffisamment refroidie. Pour le SMES, une connexion thermique isolée diélectriquement et directe avec le cryoréfrigérateur sera réalisée (cf. Partie 5).

Le bobinage s'est bien comporté puisqu'il a été alimenté à 300 A sans dérive thermique. La conception cryogénique a donc été validée dans son ensemble même si quelques points de détails demandent des améliorations qui doivent être validées dans un premier test de dix galettes (cf. Partie 5).

# Partie 4 CONDUCTEUR DU SMES 800 kJ

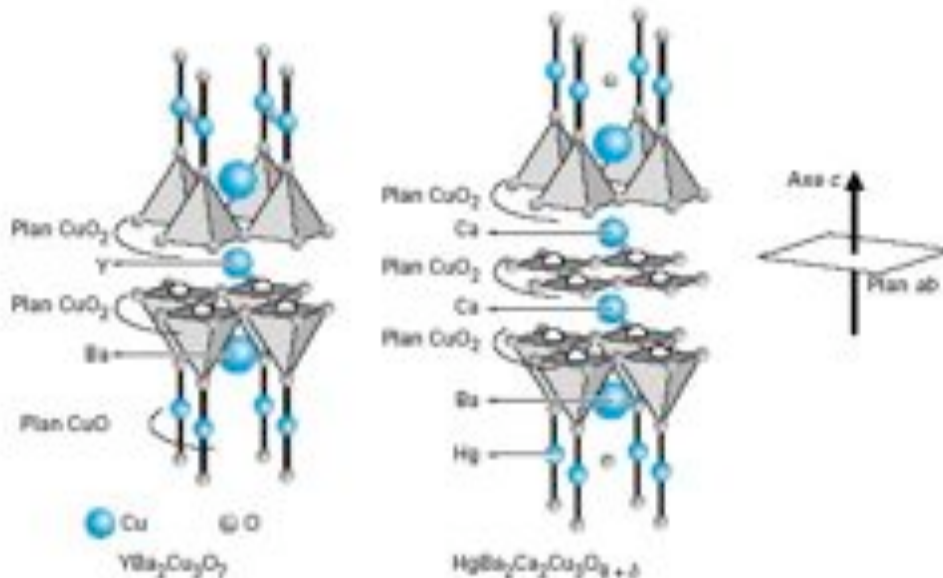
## 4.1 Description

Le conducteur utilisé a été dimensionné à la suite de l'étude électromagnétique en utilisant les rubans PIT BSCCO produits par Nexans. Nous décrivons tout d'abord le matériau supraconducteur utilisé. Ensuite nous détaillons le ruban et enfin les différents types de conducteurs évoqués dans l'étude électromagnétique.

### 4.1.1 Matériau

La famille des BSCCO, composés de céramiques à base de bismuth, strontium, calcium, cuivre et oxygène a pour formule générale  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_{n-1}\text{Cu}_n\text{O}_{2n+4+\delta}$ . Les phases  $n=1$  (Bi-2201),  $n=2$  (Bi-2212) et  $n=3$  (Bi-2223) ont des températures critiques respectivement dans les domaines [7-22 K], [75-95 K] et [105-110 K]. Les composés BSCCO ont une structure anisotrope. Leur structure peut être décrite dans une maille quadratique, constituée d'un empilement de blocs :

- Un bloc type perovskite, contenant les  $n$  plans  $\text{CuO}_2$  qui sont les plans par lesquels passent les courants supraconducteurs (cf. Figure 4-1)
- Un bloc type NaCl contenant le double plan  $(\text{BiO})_2$ , qui constitue le réservoir de charges



**Figure 4-1 - Structure des supraconducteurs à haute température critique (Techniques de l'Ingénieur - C. Bougerol / CNRS-Laboratoire de Cristallographie)**

Les BSCCO sont dits lamellaires car ils sont constitués de plaquettes dont l'épaisseur se trouve suivant l'axe  $c$ . Cette anisotropie structurale leur confère une forte anisotropie des performances. Les performances en courant critique sont plus sensibles aux variations du champ magnétique selon l'axe  $c$  que selon les plans  $(a,b)$ .

#### 4.1.2 Ruban Bi-2212/Ag

Le composé  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_1\text{Cu}_2\text{O}_{8+x}$  (Bi-2212) est utilisé pour la fabrication de grandes longueurs de conducteurs. Le procédé industriel de fabrication PIT (Powder In Tube) mis en place par NEXANS permet d'obtenir des rubans multi filamentaires de Bi-2212/Ag de longueurs kilométriques avec des densités de courant critique maximale de  $1000 \text{ A/mm}^2$  à 4.2 K.

La poudre de précurseurs est obtenue à partir des oxydes primaires Bi, Sr, Ca et Cu fusionnés. Le verre de céramique obtenu par coulée passe ensuite des étapes de concassage, broyage, traitements thermiques d'homogénéisation et enfin décarburation. La poudre est ensuite placée dans une matrice en caoutchouc pour subir une compression isostatique. On obtient finalement un barreau compact.

Le procédé PIT consiste en deux étapes (cf. Figure 4-2) :

1. Mise en forme d'un monofilament : les barreaux de poudre obtenus sont placés en four statique sous vide afin de purifier la poudre (évacuation de l'eau résiduelle, des traces éventuelles de matières organiques,...). Les tubes d'argent d'une longueur de quelques mètres sont placés dans une cuve à ultrasons afin de les nettoyer. Puis les barreaux de poudre sont insérés dans les tubes avant de subir un étirage et former ainsi les monofilaments.
2. Mise en forme d'un ruban multifilaire : les monofilaments sont ensuite coupés et insérés dans une gaine en argent, elle aussi préalablement nettoyée aux ultrasons. Après étirage et laminage, on obtient un ruban multifilaire. Enfin un traitement thermique est appliqué au ruban. Il donnera ses propriétés supraconductrices à la céramique ainsi formée.

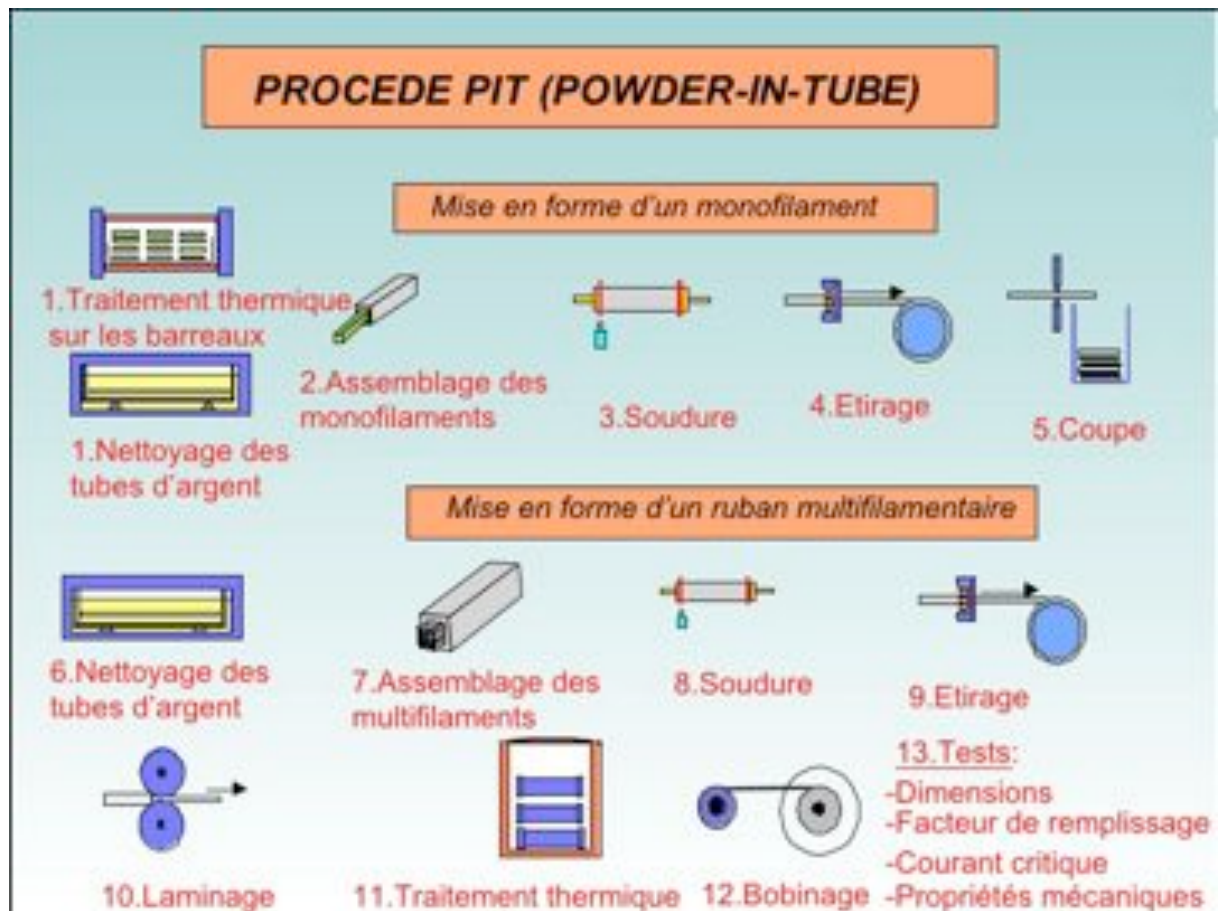


Figure 4-2 – Procédé de fabrication des rubans PIT Ag/BSCCO

Le traitement thermique en four statique utilisé aujourd'hui a des limitations. D'une part, la température de la charge n'est pas uniforme, puisque les écarts de température sont de 4 °C en moyenne, et n'est donc pas contrôlée avec précision. D'autre part, à la fusion, le dégagement d'oxygène, inhérent à la réaction chimique mise en jeu, modifie sensiblement la pression partielle d'oxygène  $p_{O_2}$ , variable entre 0,3, 0,5 et 1 selon le traitement, dont dépend la température de fusion de la poudre Bi-2212. L'utilisation d'un traitement thermique par défilement [FLA03] permettrait d'améliorer la production, puisqu'il permet d'avoir un traitement homogène sur toute la longueur. Enfin son couplage avec une texturation sous champ magnétique permettrait d'améliorer encore les performances.

Les rubans NEXANS obtenus (cf. Figure 4-3) utilisent une gaine en Ag-Mg, avec 0,2% de Mg en masse, matériau plus résistant mécaniquement que l'argent pur. Ainsi on a un renfort mécanique intrinsèque au ruban.

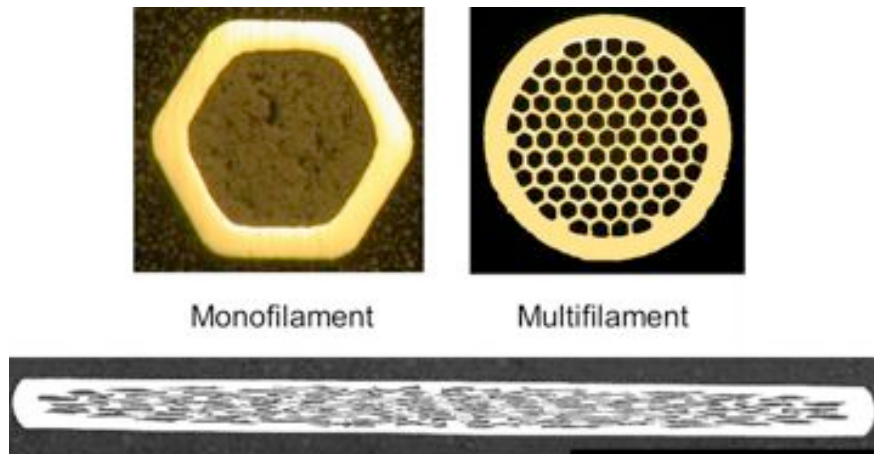


Figure 4-3 - Sections d'un monofilament, d'un multifilament et d'un ruban multifilaire PIT (0,26 x 4,1 mm<sup>2</sup>)

La structure multi-matériaux obtenue permet d'assurer les échanges d'oxygène pendant le traitement, de présenter des interfaces Ag/BSCCO favorables aux propriétés supraconductrices et d'obtenir un fil manipulable, c'est-à-dire qu'il n'est pas fragile comme une céramique, grâce à l'argent.

Le ruban PIT Bi-2212 peut être considéré en tant que meilleur candidat pour la génération de champs magnétiques élevés pour des marchés de niche tels que la RMN ou les aimants de physique d'énergie élevée puisque sa tenue sous champ intense (20 T) est bien meilleure que tous les conducteurs disponibles aujourd'hui.

#### 4.1.3 Conducteur du SMES 800 kJ

Nexans a développé au cours de ce projet un procédé qui permet de co-étamer les rubans PIT en continu [BRU04]. Il consiste à souder entre eux des rubans PIT (dimensions 0,25 x 4 mm<sup>2</sup>) en les faisant défiler dans un bain d'étain en fusion.

## CONDUCTEUR DU SMES 800 kJ

Le conducteur est donc constitué d'un empilage de plusieurs rubans soudés entre eux pour être plus facilement manipulable pendant les étapes de bobinage qu'un ruban élémentaire, c'est-à-dire qu'il moins fragile qu'un ruban, car plus épais. De plus la soudure permet des transferts entre les rubans, donc des re-répartitions de courant, pour une meilleure stabilité du conducteur. Enfin, la possibilité de réaliser un conducteur de 3 ou 4 rubans permet d'optimiser la densité de courant en fonction de la localisation du conducteur dans la bobine, comme nous l'avons détaillé dans l'étude électromagnétique.

Nexans a également développé un procédé qui permet d'envelopper le conducteur co-étamé, et éventuellement un ruban d'inox pour reprendre les efforts, avec un ruban de Kapton® collant, comme représenté sur la Figure 4-4 ci-dessous. Ainsi l'épaisseur du conducteur, environ 1 mm, est variable selon le nombre de rubans supraconducteurs et de rubans inox.

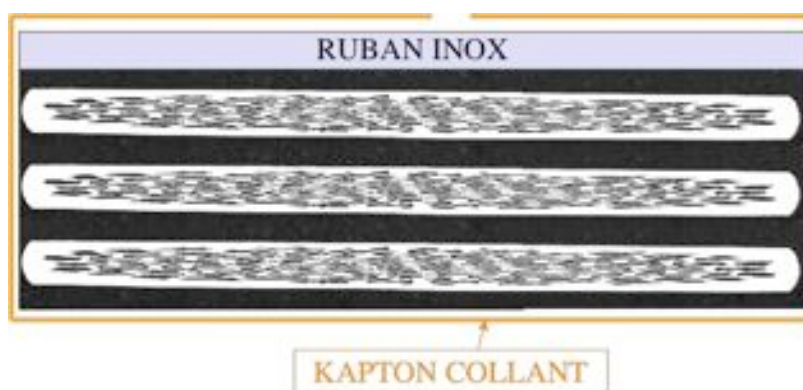


Figure 4-4 - Conducteur isolé 3 rubans + inox

Finalement, trois types de conducteurs ont été réalisés et bobinés. Ils sont présentés dans le Tableau 26 ci-dessous.

Type de conducteur	Nombre de rubans	Renfort inox
3 rubans	3	Non
4 rubans	4	Non
3+1	3	Oui

Tableau 26 - Types de conducteurs réalisés

### 4.1.4 Isolation électrique

L'isolation du conducteur a été l'objet d'un choix mesuré entre deux solutions. La première solution consiste à co-bobiner le conducteur avec un ruban de tissu fibre de verre pré-imprégné de même largeur. La seconde solution consiste à envelopper le conducteur de ruban kapton collant en même temps que le ruban inox utilisé comme renfort mécanique.

Le seul avantage d'un tissu fibre de verre pré-imprégné est de permettre des meilleurs échanges thermiques. Ce point est important pour les supraconducteurs LTS pour lesquels les marges en température sont faibles. Pour notre conducteur HTS qui a une meilleure stabilité, ce point n'est en

revanche pas critique. On a regroupé dans le Tableau 27 ci-dessous les différents points qui ont amenés au choix du Kapton.

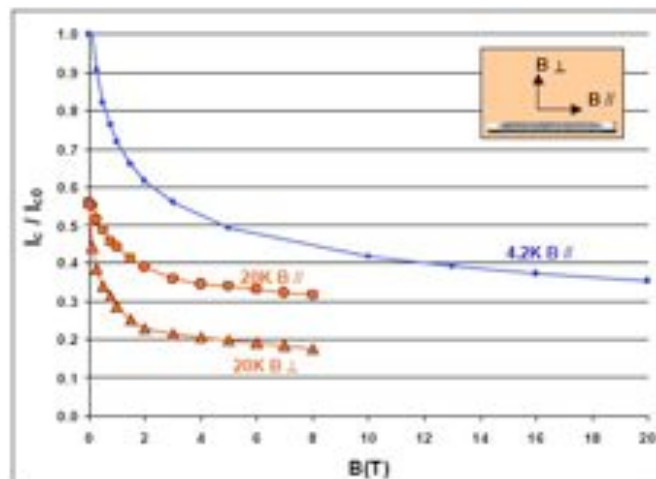
Inconvénients Fibres de verres imprégnées	Avantages Kapton
-le fluage de la résine sous contraintes pourrait conduire à un court-circuit	-la faible épaisseur (25 $\mu\text{m}$ environ pré-encollé) induit une moindre diminution du $J_e$
-la différence des contractions thermiques induirait des contraintes différentielles	-bonne tenue à la déchirure même à faible épaisseur, et un excellent comportement à froid
-l'imprégnation est une étape supplémentaire qui pourrait dégrader le conducteur (contraintes différentielles)	-disponible en grande longueur
-l'épaisseur importante (180 $\mu\text{m}$ environ pré-encollé) induit une diminution du $J_e$	-isolation réalisée à Jeumont en ligne (procédé maîtrisé sans danger pour le conducteur)
	-meilleure adhésion
	-meilleure isolation diélectrique

**Tableau 27 – Avantages et inconvénients de l'utilisation du kapton et d'un ruban préimprégné à base de fibres de verre pour l'isolation du conducteur du SMES 800 kJ**

## 4.2 Performances électriques

### 4.2.1 Introduction

Les mesures des performances de transport consistent à appliquer une rampe de courant à un échantillon et à mesurer la tension à différents points de sa longueur. Le courant critique est défini pour une tension de 1  $\mu\text{V}/\text{cm}$ . Les mesures à 4,2 K sont réalisées en plongeant l'échantillon dans l'hélium liquide. Les mesures à 20 K sont réalisées dans un cryostat à température variable dans lequel l'échantillon est régulé par un flux d'hélium gazeux régulé par une chaufferette. Nous avons reporté sur la Figure 4-5 les performances des rubans pour des courants critiques  $I_{c0}$  à 4,2 K en champ propre de 650 à 800 A.



**Figure 4-5 – Facteur de décroissance du courant critique  $I_c/I_{c0}$  en fonction de l'induction magnétique (perpendiculaire et parallèle) et de la température (20 K et 4,2 K) pour une population de rubans PIT Bi-2212 Nexans ayant des courants critiques en champ propre  $I_{c0}$  compris entre 650 A et 800 A**

#### 4.2.2 Loi empirique à 4,2 K

L'utilisation des câbles Bi-2212 à température inférieure à 20 K se révèle également très intéressante pour des applications en fort champ magnétique puisque ses propriétés se dégradent très peu avec l'augmentation du champ.

La connaissance de la dépendance de  $J_C$  et de  $n$  avec le champ magnétique est nécessaire pour les concepteurs de bobines qui ont besoin de relations  $J_C(B)$  pour modéliser les performances.

Le comportement en champs magnétiques élevés des échantillons droits courts (4 cm longs) a été étudié. Plusieurs traitements thermiques et poudres ont été étudiés à la température de l'hélium liquide.

Nous avons réalisé des mesures dans la décade entre 10 et 100  $\mu\text{V}/\text{cm}$ , à cause du niveau de bruit élevé du au champ magnétique. On note qu'aux niveaux de courant atteints, la force de Lorentz sur l'échantillon est suffisante pour le déformer si il n'est pas maintenu sur toute sa longueur. Nous avons obtenu des valeurs de l'indice de transition  $n$  entre 10 et 15.

À partir des dix mesures de  $J_C(B)$  nous avons construit les courbes moyennes statistiques (cf. Figure 4-6). Alors nous avons étudié la modélisation mathématique selon deux études:

1. D'abord, nous avons utilisé les résultats d'une étude sur les angles de désorientation [BOU04] qui donne une correspondance entre la dépendance de  $J_C$  avec le champ longitudinal ( $B_{LG}$ ) et le champ transversal ( $B_{TR}$ ). La courbe  $J_C(B_{LG})$  peut être déduite de la courbe  $J_C(B_{TR})$  par la relation  $J_C(B_{TR})=J_C(B_{LG}\cdot\sin\theta)$  avec  $\theta$  l'angle de désorientation transversal des grains de Bi-2212. Nos courbes moyennes de  $J_C/J_{C0}(B_{LG})$  et de  $J_C/J_{C0}(B_{TR})$  donnent un angle de désorientation de 8,7 degrés avec un écart maximum de 2 % entre  $J_C(B_{TR})$  et de  $J_C(B_{LG}\cdot\sin\theta)$  sur l'intervalle 0-20 T.
2. Puis, nous avons utilisé une relation mathématique [STA03] pour exprimer  $J_C/J_{C0}$  en fonction de  $B_{TR}$ .

Enfin nous proposons une légère modification qui nécessite d'identifier seulement 3 paramètres  $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$  :

**Équation 36** 
$$J_C / J_{C0}(B_{tr}) = \frac{1}{\alpha_1 + \alpha_2 e^{-B_{tr} / \alpha_3}}$$

**Équation 37** 
$$J_C / J_{C0}(B_{LG}) = \frac{1}{\alpha_1 + \alpha_2 e^{-B_{LG} \sin \theta / \alpha_3}}$$



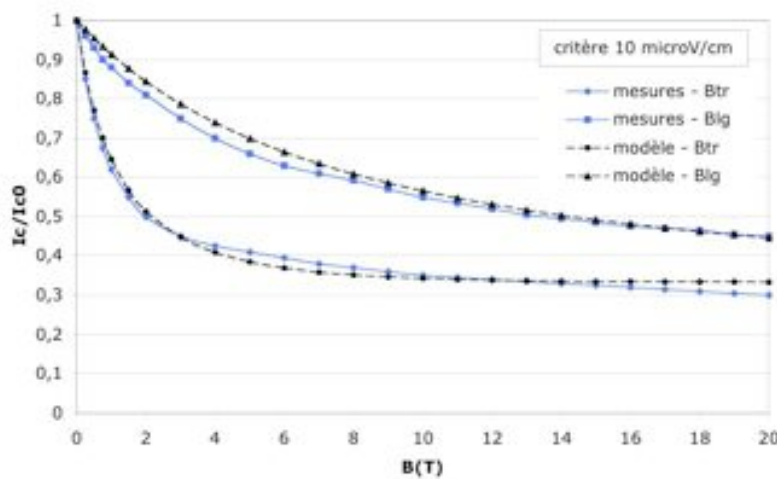


Figure 4-6 – Courant critique sous induction magnétique à 4,2 K : mesures et modélisation ( $\alpha_1=3$ ,  $\alpha_2=-2$ ,  $\alpha_3=0,32$ )

Nous remarquons que ce modèle est optimiste et qu'il faudra appliquer un coefficient réducteur de façon à considérer des performances inférieures ou égales aux performances des mesures.

En conclusion, une relation simple qui modélise la dépendance de  $J_C$  avec  $B$  a été trouvée et peut alors être utilisée par des personnes impliquées dans la conception d'application des rubans PIT HTS. Cette relation est valable pour ce lot de production.

### 4.3 Performances mécaniques

#### 4.3.1 Ruban Bi-2212/Ag-Mg

La déformation des rubans Bi-2212/Ag-Mg est limitée par la contrainte critique au-dessus de laquelle on dégrade les performances de transport du conducteur de plus de 5 %. La Figure 4-7 donne la définition des contraintes  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  et  $\sigma_z$ . Le courant de transport circule selon l'axe  $y$  de la Figure 4-7.

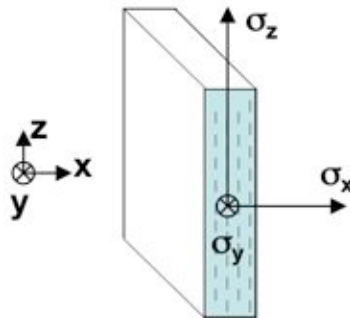


Figure 4-7 – Contraintes mécaniques sur un ruban PIT

#### Contrainte de traction $\sigma_y$

La céramique Bi-2212 est fragile et l'argent recuit a une limite élastique très faible qui donne une contrainte critique très limitée au ruban obtenu (cf. Tableau 28 d'après [BRU05]). Il est donc nécessaire de renforcer le ruban. On utilise un alliage Ag-Mg pour la gaine du ruban, c'est-à-dire le tube dans lequel on assemble les multifilaments, qui permet d'améliorer nettement la contrainte critique.

## CONDUCTEUR DU SMES 800 kJ

Type de renfort	300 K	77 K
Gaine d'argent	10	50
Gaine d'Ag-Mg	100	120-200
Deux rubans d'acier	300	300

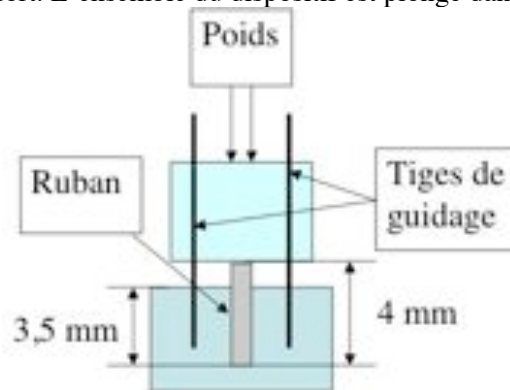
**Tableau 28 - Contrainte critique (MPa) avec des renforts différents [BRU05]**

### Contrainte de compression $\sigma_x$

Dans la littérature ([OH04] et [BRA00]), on trouve des mesures de l'évolution du courant critique avec la contrainte de compression  $\sigma_x$  pour des rubans PIT Bi-2223, avec une gaine en argent pur ou en argent renforcé. Ces mesures donnent des contraintes critiques supérieures à 60 MPa. Ces résultats sont a priori applicables pour les rubans PIT NEXANS Bi-2212 Ag/Mg.

### Contrainte de compression $\sigma_z$

L'absence de mesures de la contrainte de compression  $\sigma_z$  dans la littérature nous a poussé à développer un dispositif simple de mesure dans l'azote liquide. Comme représenté sur la Figure 4-8, l'échantillon est placé dans une fente de profondeur 3,5 mm ajustable selon l'épaisseur du conducteur. Une pièce guidée par des tiges permet d'appliquer un effort en ajoutant des poids. L'échantillon est alimenté par des tresses souples soudées à ses extrémités et des prises de potentiel sont réparties de part et d'autre de la zone d'effort. L'ensemble du dispositif est plongé dans un bain d'azote liquide.



**Figure 4-8 - Dispositif de mesure de la contrainte de compression  $\sigma_z$**

Les résultats des mesures (cf. Figure 4-9) montrent que la contrainte critique, pour laquelle  $I_c$  est à 95 % de  $I_{c0}$ , se situe autour de 50 MPa.

Le Tableau 29 résume les contraintes critiques du ruban PIT Ag/Mg.

$\sigma_x$ compression	$\sigma_y$ traction	$\sigma_z$ compression
60	120	50

**Tableau 29 – Contraintes critiques (MPa) dans les trois axes du ruban**

### **4.3.2 Conducteur du SMES 800 kJ**

Un ruban d'acier inoxydable est utilisé comme renfort mécanique du conducteur (cf. Figure 4-4) dans les zones de plus forte traction.

**Contrainte de traction  $\sigma_y$**

Ce ruban d'inox permet d'améliorer de façon significative la contrainte critique de traction du conducteur (cf. figure 4-11). Elle passe de 100 MPa pour le ruban seul à 200 MPa pour le conducteur renforcé.

**Contrainte de compression  $\sigma_x$**

La contrainte de compression  $\sigma_x$  est la même avec ou sans renfort

**Contrainte de compression  $\sigma_z$**

La contrainte de compression  $\sigma_z$  du conducteur est plus faible que pour le ruban puisque le ruban d'inox est moins large que le ruban supraconducteur. Dans ce cas, l'effort est appliqué seulement sur les rubans Bi-2212 et la contrainte sur le conducteur est de 40 MPa.

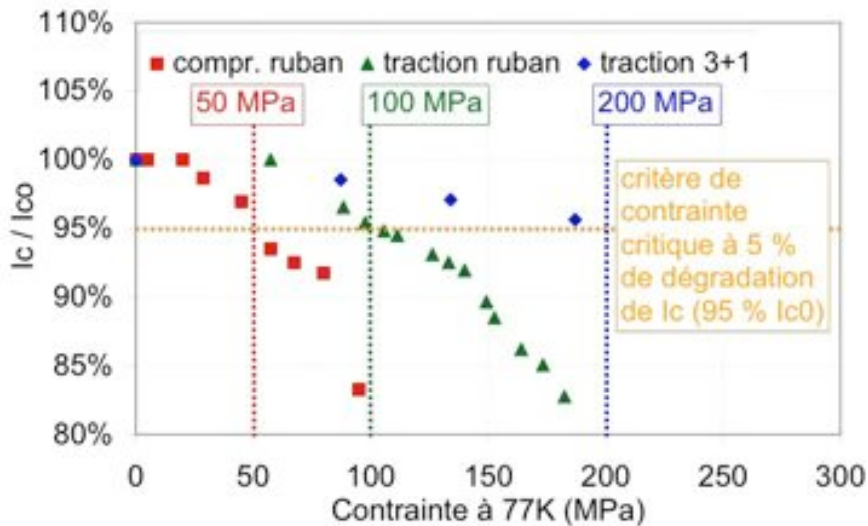


Figure 4-9 - Contraintes critiques du conducteur à base de rubans PIT Bi-2212/AgMg Nexans

**4.4 Conclusion**

En conclusion, et comme nous le détaillons dans la Partie 5 suivante, les conducteurs développés par Nexans sont adaptés au SMES DGA du point de vue :

1. de l'étape de bobinage : ils sont suffisamment manipulables pour être bobinés sans dégradation majeure
2. de la tenue aux inductions magnétiques générées dans le bobinage : 5,25 T maximum en champ parallèle au ruban et 2,5 T maximum en champ perpendiculaire au ruban
3. de la tenue aux contraintes mécaniques générées dans le bobinage : 10 MPa maximum en compression  $\sigma_x$ , 25 MPa maximum en compression  $\sigma_z$  et en contrainte de Von Mises à comparer avec la contrainte de traction  $\sigma_y$ : 90 MPa maximum pour les conducteurs non renforcés et 120 MPa maximum pour le conducteur renforcé

# Partie 5 SMES 800 kJ

## 5.1 Description du SMES DGA 800 kJ

Dans cette partie, nous présentons la réalisation des dix premières galettes bobinées.

Le bobinage a été réalisé au CRTBT avec une tension de bobinage de 10 MPa en moyenne.

Les rabouages sont réalisés dans un dispositif de maintien en tension du conducteur pendant la soudure (cf. première photo de la Figure 5-1). Un film de Redux permet de thermoadhérer les spires isolées Kapton sur le disque recouvert d'époxy vert à haute tenue diélectrique (cf. seconde photo de la Figure 5-1).

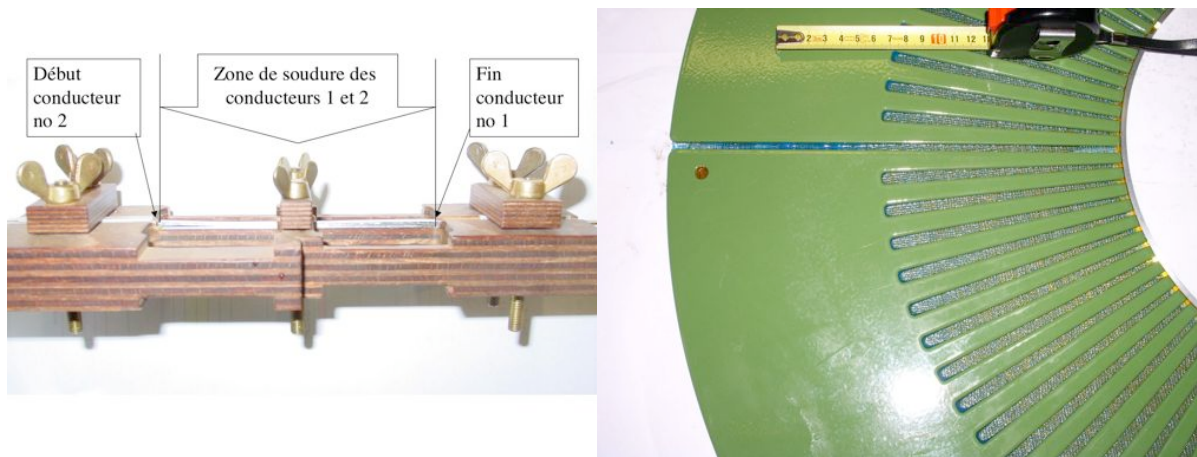


Figure 5-1 – Dispositif de rabouage

&

Face opposée au bobinage

Un second film de Redux est appliqué sur la surface visible du bobinage pour lui assurer une bonne planéité et répartir uniformément les efforts (cf. Figure 5-2).

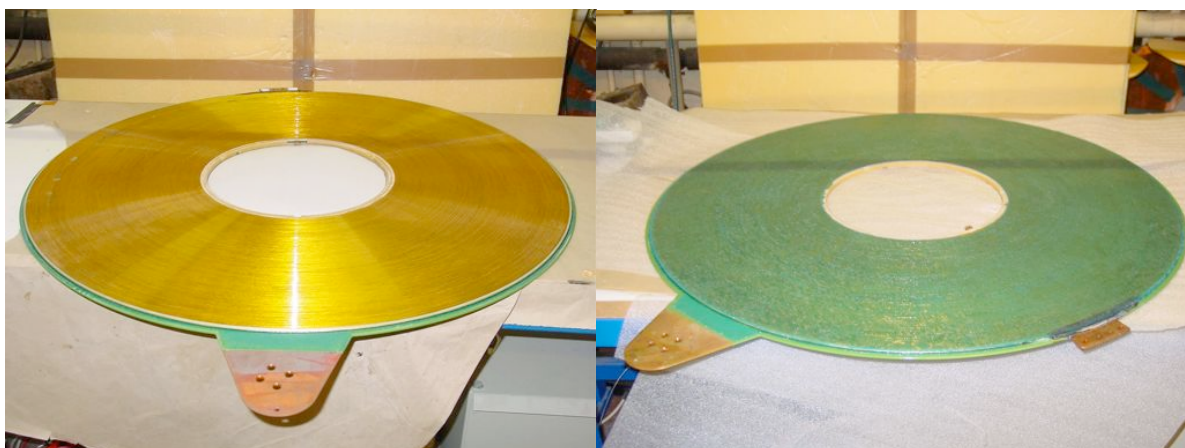


Figure 5-2 – Galette avant (à gauche) et après (à droite) la pose du 2<sup>ème</sup> film de redux

### 5.1.1 Géométrie du bobinage

La géométrie retenue sera constituée de 26 galettes (soit 13 double-galettes) de diamètre intérieur 300 mm et extérieur 814 mm. La conception retenue initialement [TIX05] a évolué avec les dimensions des composants.

Les caractéristiques de la bobine détaillées par la suite sont réalisées à partir des données disponibles pour les dix premières galettes bobinées.

Les performances des rubans des dix premières galettes bobinées sont de 20 % inférieures à celles utilisées pour le dimensionnement.

Nous avons étudié la possibilité d'augmenter localement la densité de courant en supprimant le ruban d'inox dans les zones moins contraintes mécaniquement. De cette façon, nous pourrions stocker autant d'énergie en diminuant le courant de fonctionnement.

Les zones les moins contraintes sont dans la seconde moitié de l'épaisseur du bobinage entre les diamètres 557 et 814 mm (cf. l'évolution de  $\sigma_\theta(r)$  sur la Figure 5-8). L'inox est supprimé dans cette zone pour les galettes 4 à 12 comme schématisé sur la Figure 5-5. Ceci permet de multiplier par 1,17 la densité d'énergie stockée par unité de volume de supraconducteur.

La Figure 5-3 et la Figure 5-4 représentent les performances moyennes  $I_C(B)$  du ruban utilisé dans le bobinage. Nous avons représenté les droites de charges en inductions transversales et longitudinales pour les conducteurs 3 et 4 rubans. Dans ces courbes, nous considérons que les courants sont équilibrés entre les rubans, ce qui n'est pas vrai. Nous remarquons que la limite est atteinte pour une induction transversale de 2 T dans le conducteur 3 rubans co-étamés ( $I = 105$  A), c'est-à-dire que le fonctionnement est à  $0,8 I_C$ , au niveau de la galette 4 (cf. Figure 5-5). Dans le conducteur 4 rubans, le conducteur fonctionne toujours en-dessous de  $0,8 I_C$ .

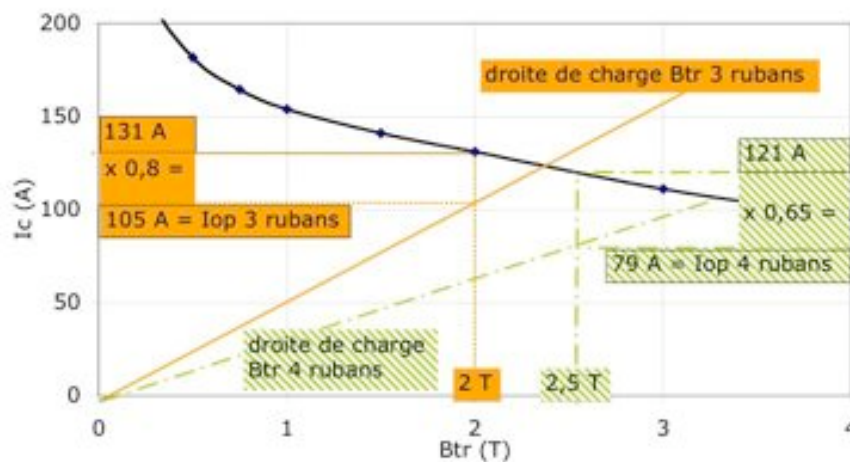


Figure 5-3 - Droite de charge en induction perpendiculaire

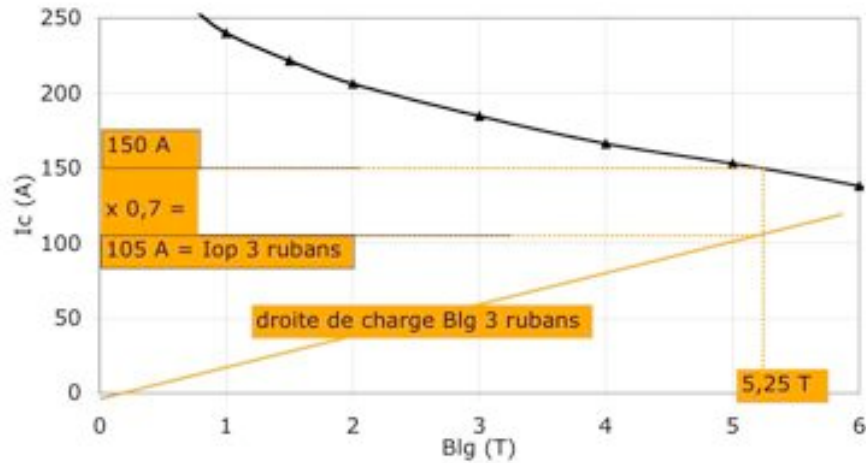


Figure 5-4 – Droite de charge en induction parallèle

Nous avons représenté sur la Figure 5-5 ci-dessous la moitié inférieure de l'assemblage. Les galettes seront espacées de 4,5 mm, par des drains thermiques de 3 mm d'épaisseur et par des couches d'isolation et de film époxy pour coller le bobinage sur les drains. Les 2 x 3 galettes aux extrémités (no. 1-3 sur la Figure 5-5) sont constituées de conducteur avec 4 rubans co-étamés, dans les zones de plus fortes inductions magnétiques transversales. Les 2 galettes au plan médian (no. 13 sur la Figure 5-5), dans la zone de plus forte traction  $\sigma_\theta$ , sont constituées de conducteur 3 rubans avec renfort inox (conducteur 3+1). Pour les 18 galettes restantes (no. 4-12 sur la Figure 5-5), on a du conducteur 3+1 sur la première moitié de l'épaisseur de bobinage et du conducteur sans inox pour les spires suivantes. Les caractéristiques de la bobine et des conducteurs sont détaillées dans les tableaux 2, 3 et 4.

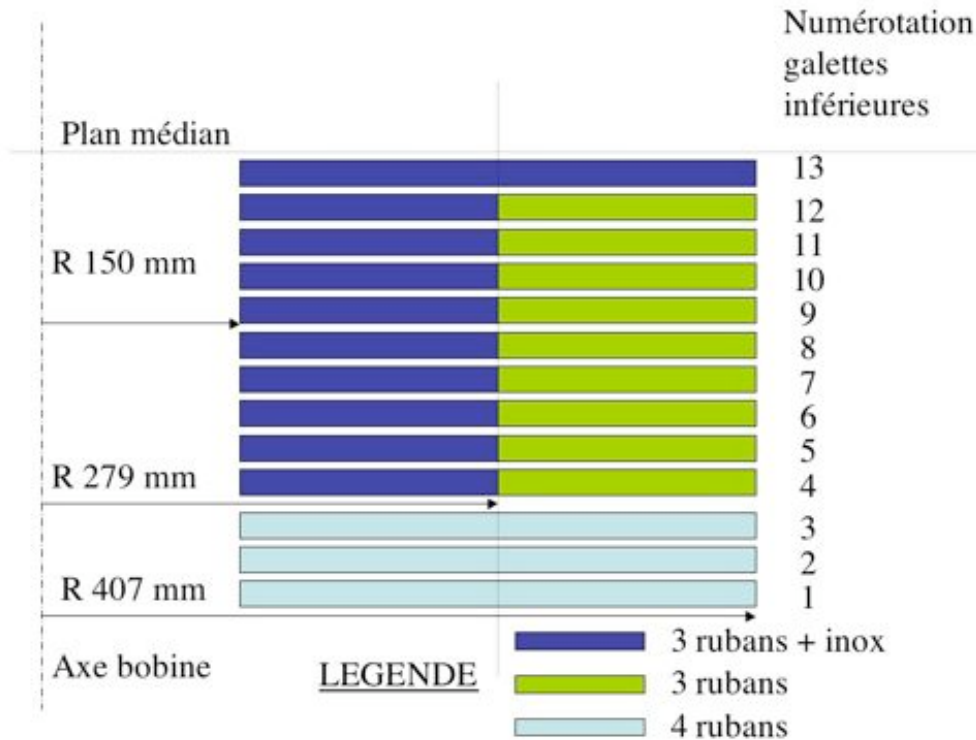


Figure 5-5 - Composition des 13 premières galettes (moitié inférieure du bobinage)

La carte du champ est donnée par le logiciel FLUX sur la Figure 5-6 et la Figure 5-7. Elle est maximale au centre de la bobine. La composante transversale est maximale sur la galette d'extrémité.

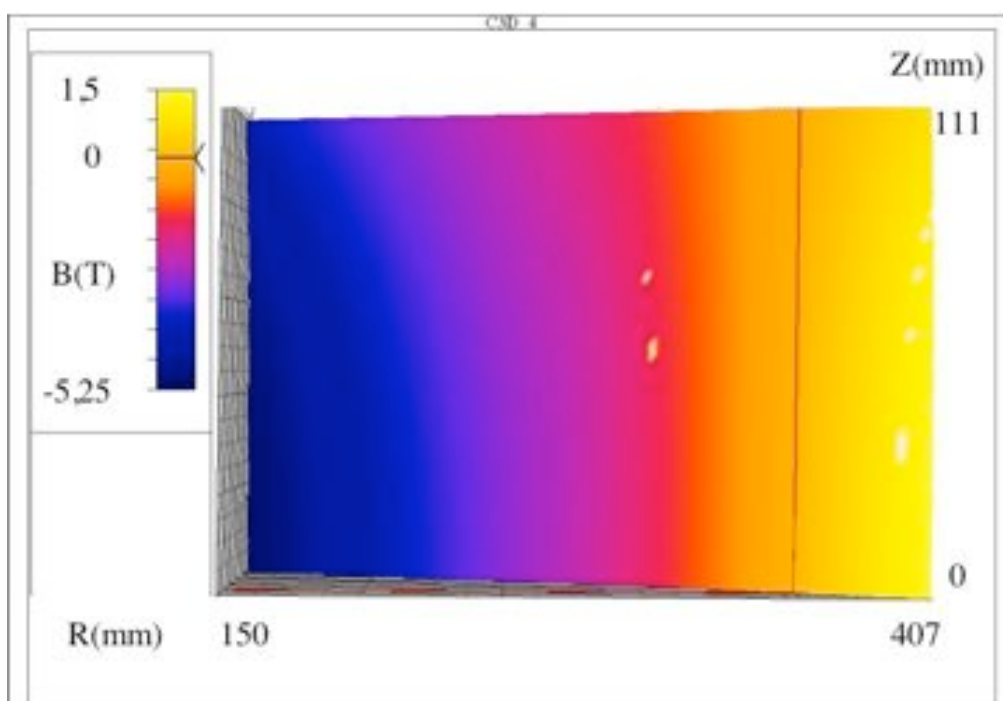


Figure 5-6 – Carte de l'induction parallèle  $B_{LG}$  selon l'axe du SMES DGA 800 kJ (moitié supérieure du bobinage – le courant est positif lorsqu'il « sort » du schéma)

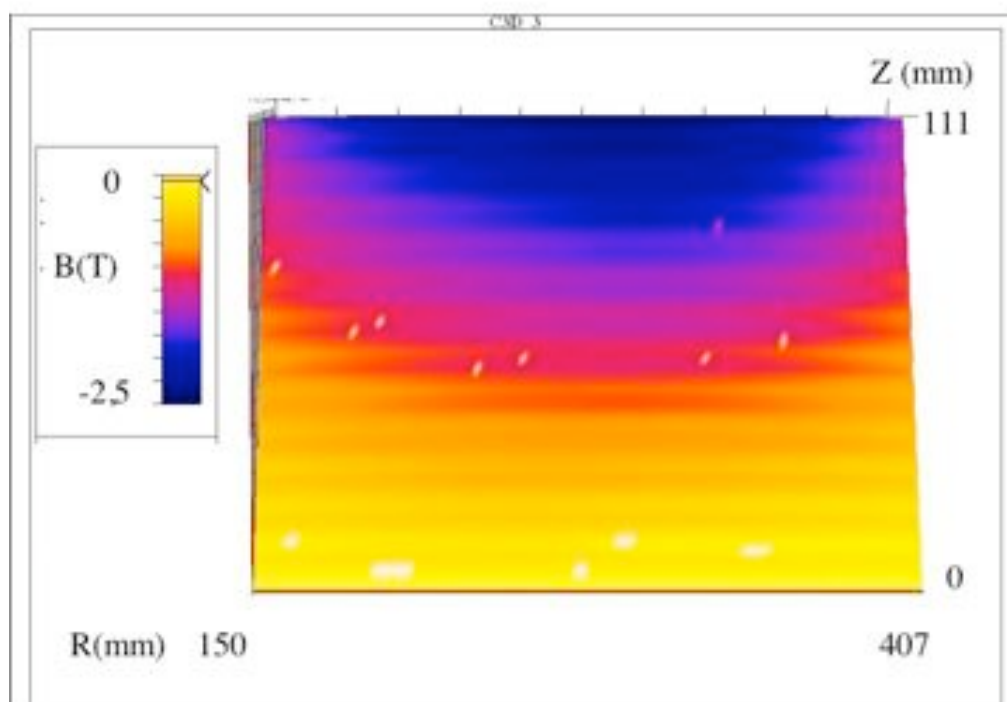


Figure 5-7 - Carte de l'induction perpendiculaire  $B_{TR}$  selon le rayon du SMES DGA 800 kJ (moitié supérieure du bobinage – le courant est positif lorsqu'il « sort » du schéma)



Nous avons rassemblé les caractéristiques de la bobine dans le Tableau 30 ci-dessous.

Nombre de galettes	26
Diamètre intérieur (mm)	300
Diamètre extérieur (mm)	814
Hauteur bobinage (mm)	222
Epaisseur moyenne disque + redux (mm)	4,5
Nombre de spires moyen par galette	246
Longueur moyenne par galette (m)	439
Longueur totale ruban (km)	37
Volume ruban PIT Bi-2212 (dm <sup>3</sup> )	40
Energie stockée (kJ)	814
Inductance (H)	16,4
Courant de fonctionnement I <sub>OP</sub> (A)	315

**Tableau 30 – Caractéristiques du SMES DGA 800 kJ**

Nous avons indiqué dans le Tableau 31 les niveaux du champ de fuite.

Champ de fuite			
B=0,5 mT		r = 2 m	z = 2 m
r (m)	z (m)	B (mT)	B (mT)
> 5	4,5	7,8	14

**Tableau 31 – Champ de fuite du SMES DGA 800 kJ**

Dans le Tableau 32 ci-dessous, nous avons regroupé les dimensions et les niveaux des inductions magnétiques maximales pour chaque type de conducteur.

Conducteurs avec un ruban de section moyenne 0,26 x 4,11 mm <sup>2</sup>			
	3 rubans	3 rubans + inox	4 rubans
Epaisseur moyenne sans isolation (mm)	0,85	1,05	1,07
Largeur moyenne sans isolation (mm)	4,11	4,11	4,11
Epaisseur moyenne avec isolation (mm)	0,93	1,14	1,16
Largeur moyenne avec isolation (mm)	4,2	4,2	4,2
B <sub>z</sub> max (T)	2,3	5,2	4,4
B <sub>r</sub> max (T)	2	2	2,5

**Tableau 32 – Dimensions moyennes et inductions des conducteurs des dix premières galettes**

### 5.1.2 Contraintes mécaniques du bobinage

Les contraintes induites par les forces de Lorentz sont schématisées sur la Figure 2-3 obtenue avec le logiciel FLUX par des flèches de taille proportionnelle au niveau de contrainte.

L'hypothèse de l'indépendance des spires a permis de dimensionner le bobinage en utilisant une expression simple :

Équation 13 
$$\sigma'_\theta = J_{ruban} \cdot B_z(r) \cdot r$$

L'hypothèse selon laquelle chaque spire est indépendante n'est pas tout à fait correcte. Nous calculons les contraintes en considérant les spires non indépendantes avec les hypothèses suivantes :

1. le bobinage est assimilé à un matériau isotrope de coefficient de Poisson  $\nu$
2. le bobinage n'est pas freiné et non collé sur la bague intérieure
3. la densité de courant  $J$  est uniforme
4. le rayon  $r$  évolue entre le rayon intérieur  $a$  et le rayon extérieur  $b$  avec  $\alpha=r/a$
5. l'induction magnétique  $B_z$  évolue de façon linéaire suivant le rayon entre  $B_a$  et  $B_b$ .
6. l'absence de cisaillement

V. Arp [ARP77] considère que l'hypothèse 6 donne des surestimations de l'ordre de 10-15 % pour la contrainte maximale, ce qui nous permet d'avoir une marge.

Alors on peut exprimer l'évolution de  $\sigma_\theta$  et  $\sigma_r$  en fonction de  $K = (\alpha B_a - B_b)Ja / (\alpha - 1)$  et de  $M = (B_a - B_b)Ja / (\alpha - 1)$  selon les équations suivantes [WIL87] :

Équation 38 
$$\sigma_\theta = \frac{K(2+\nu)}{3(\alpha+1)} \left\{ \alpha^2 + \alpha + 1 + \frac{\alpha^2}{\varepsilon^2} - \varepsilon \frac{(1+2\nu)(\alpha+1)}{(2+\nu)} \right\} - \frac{M(3+\nu)}{8} \left\{ \alpha^2 + 1 + \frac{\alpha^2}{\varepsilon^2} - \frac{(1+3\nu)}{(3+\nu)} \varepsilon^2 \right\}$$

Équation 39 
$$\sigma_r = \frac{K(2+\nu)}{3(\alpha+1)} \left\{ \alpha^2 + \alpha + 1 - \frac{\alpha^2}{\varepsilon^2} - \varepsilon(\alpha+1) \right\} - \frac{M(3+\nu)}{8} \left\{ \alpha^2 + 1 - \frac{\alpha^2}{\varepsilon^2} - \varepsilon^2 \right\}$$

La Figure 5-8 présente les contraintes dans le plan médian du bobinage dans le cas où les spires sont indépendantes ( $\sigma'_\theta$ ) ou non ( $\sigma_\theta$  et  $\sigma_r$ ) (cf. Équation 38 et Équation 39).

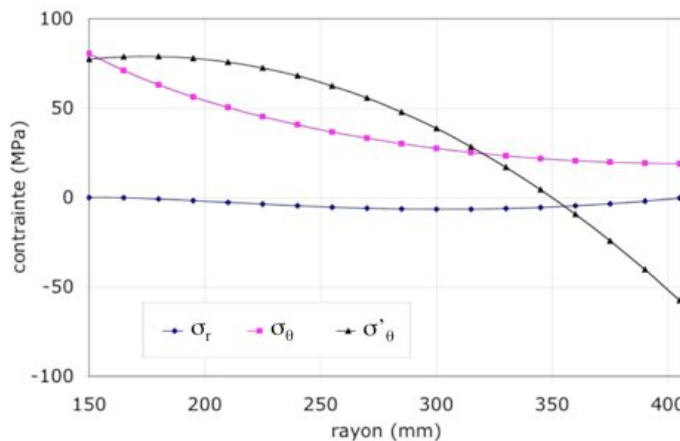


Figure 5-8 - Contraintes dans le plan du bobinage (galettes 13 et 14 centrales)

L'hypothèse de l'indépendance des spires donne une contrainte maximale du même ordre de grandeur que pour des spires non indépendantes. Par ailleurs, les spires sont thermoadhérées avec un film époxy sur les drains thermiques. Les spires sont donc dans une certaine mesure liées mécaniquement à ces drains et leur déplacement limité par celui des drains. Ainsi on doit considérer les deux calculs de la contrainte de traction en faisant l'hypothèse de l'indépendance des spires ( $\sigma_\theta'$ ) et en faisant l'hypothèse contraire ( $\sigma_\theta$ ). La contrainte réelle de traction sur le conducteur se situera autour des deux courbes de la Figure 5-8.

La contrainte maximale de compression  $\sigma_r$  serait de 8 MPa. Les mesures réalisées par ailleurs ([OH04] et [BRA00]) donnent des valeurs de contraintes critiques supérieures à 60 MPa.

La contrainte maximale de compression  $\sigma_z$  est de 24 MPa sur la galette 13. Nos essais (cf. Paragraphe 4.3) donnent une contrainte critique supérieure, d'environ 50 MPa pour les rubans PIT Bi-2212/AgMg.

Pour chaque conducteur, les contraintes sont maximales :

1. pour le conducteur 3+1 sur la première spire de la galette 13
2. pour le conducteur 3 rubans sur la première spire sans inox ( $r = 279$  mm) de la galette 12
3. pour le conducteur 4 rubans sur la première spire de la galette 3

Les inductions transversales aux conducteurs (radiale pour le SMES) créent des efforts de compression sur l'empilement des galettes. Ces contraintes viennent s'ajouter aux contraintes selon l'axe du conducteur (azimutal pour le SMES). La composition de ces deux contraintes donne une contrainte équivalente de cisaillement (contrainte de Von Mises).

La contrainte de Von Mises est utilisée pour des matériaux isotropes et incompressibles. D'autres critères pour les matériaux anisotropes et incompressibles (critère de Hill) et isotropes et compressibles existent également. Dans cette étude nous considérons que le ruban PIT est incompressible et isotrope et nous utiliserons ce critère de Von Mises  $\sigma_{vm}$ .

Soit un volume élémentaire soumis à des contraintes principales dans l'épaisseur  $\sigma_x$ , dans la longueur  $\sigma_y$ , et dans la hauteur  $\sigma_z$  comme schématisé sur la Figure 5-9. Le critère de Von Mises s'exprime :

Équation 40 
$$\sigma_{vm} = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2)}$$

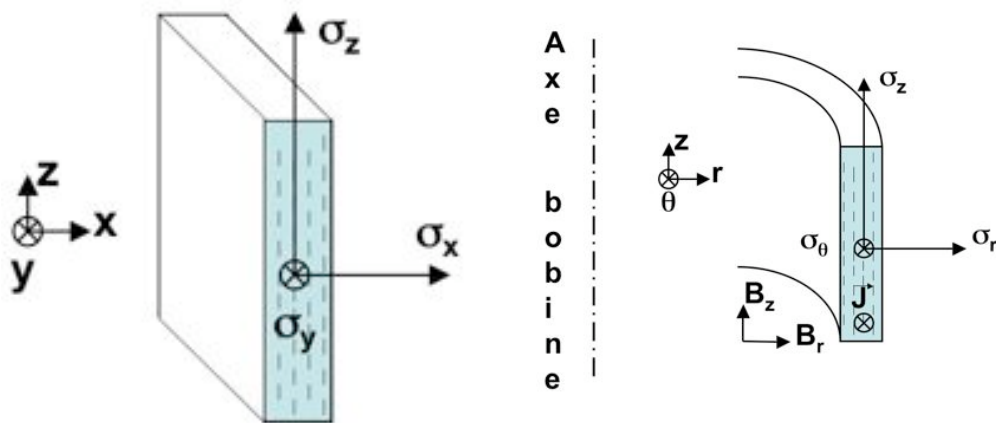


Figure 5-9 - Contraintes mécaniques sur un élément de ruban

Soit un élément de ruban du bobinage soumis à des contraintes principales dans l'épaisseur  $\sigma_r$ , dans la longueur  $\sigma_\theta$ , et dans la hauteur  $\sigma_z$  comme schématisé sur la Figure 5-9, le critère de Von Mises devient:

$$\text{Équation 41} \quad \sigma_{vm} = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2)}$$

Nous avons exprimé dans le Tableau 33 les contraintes maximales en considérant que l'effort est appliqué seulement sur les rubans, et repris par le ruban inox dans les zones renforcées.

Hypothèse	Conducteur	$\sigma_\theta$	$\sigma_r$	$\sigma_z$	$\sigma_{vm}$	20% dus au refroidissement et à la tension de bobinage
Bobinage libre	3+1	80	-7	-24	96	116
	3	30	-8	-20	45	54
	4	53	-5	-4	57	69
Spires indépendantes (collées au drain)	3+1	77	0	-24	93	110
	3	63	0	-20	78	90
	4	50	0	-4	54	62

**Tableau 33 – Contraintes maximales (MPa)**

La contrainte de Von Mises présente des maxima de 90 MPa pour les conducteurs non renforcés avec de l'inox et de 116 MPa pour le conducteur 3+1. Ces deux valeurs sont à rapprocher respectivement des mesures de contraintes critiques (cf. Paragraphe 4.3) en traction pure de 120 MPa pour un ruban et de 200 MPa pour un conducteur renforcé.

En conclusion, si le transfert des efforts sur le ruban inox est efficace, les contraintes mécaniques sur le conducteur ne dégraderont pas ses propriétés supraconductrices et les courants critiques seront donc à 95 % de  $I_c$  au minimum.

## 5.2 Essais unitaires de 10 galettes

Les dix premières galettes réalisées ont été testées unitairement dans l'azote liquide à 77 K et dans le cryostat du SMES à 20 K. Nous présentons dans la suite les résultats de ces essais.

### 5.2.1 Tests 77 K

Chaque galette est testée dans l'azote liquide à 77 K. Elle est alimentée jusqu'à mesurer une tension correspondant à 1  $\mu\text{V}/\text{cm}$ . Le refroidissement est contrôlé pour avoir une différence de température maximale de 20 K entre l'oreille et la connexion extérieure, ceci afin de limiter les contraintes dues aux contractions thermiques différentielles. Cet essai permet de contrôler la continuité supraconductrice de la galette. En revanche, il ne permet pas d'extrapoler les résultats à 20 K pour connaître les performances de chaque galette dans le SMES. En effet, les mécanismes de transport du courant sont surfaciques à cette température, alors qu'ils sont volumiques à 20 K.

Les résultats des essais sont présentés dans le Tableau 34. Chaque galette est réalisée à partir de un ou plusieurs conducteurs constitués de **4 rubans** pour les **galettes 1 à 3** et de **3 rubans** pour les **galettes 4 à 10**. Nous avons reporté les performances à 4 K et à 77 K :

- Rubans : somme des performances moyennes des longueurs de ruban
- Conducteur : mesure sur échantillon court de conducteur co-étamé
- Galette : mesure de la galette
- Rapports des performances : les rapports des courants critiques peuvent être calculés. Néanmoins nous n'avons pas reporté les valeurs puisque l'interprétation est délicate. En effet, pour les rapports :
  - Conducteur/ruban : ne permet pas de quantifier l'influence du co-étamage puisque chaque ruban co-étamé induit un champ propre, ce qui soumet chaque ruban à un champ supérieur au champ propre induit par lui seul
  - Galette/conducteur : ne permet pas de quantifier l'influence du bobinage puisque l'induction magnétique produite par le bobinage est supérieure champ propre induit par les rubans co-étamés

Nous pouvons néanmoins faire deux remarques sur les galettes 6 et 9. Les rubans de la galette 9, qui a été la première galette réalisée, ont des performances réduites qui sont la cause de performances faibles de la galette 9. Un conducteur de la galette 6 a des performances locales (mesure sur échantillon court) faibles qui sont la cause de performances faibles de la galette 6.

Galette	Conducteur	I <sub>C</sub> 4 K (A) rubans	I <sub>C</sub> 77 K (A)		
			rubans	conducteur	galette
1	E05-020	1081	34	22	16,2
2	E05-019	1351	30	18	14,4
3	E05-018	1257	31	18	15,5
conducteur 4 rubans	Ic moy	1230	32	19	15,4
	Ic min	1081	30	18	14,4
	Ic max	1351	34	22	16,2
4	E05-021	1154	21	15,5	12,1
	E05-022	1050	38	20,5	
	E05-012	1220	24	17,5	
5	E06-01	967	34	21	16,0
	E06-02	937	28	23	
6	E05-016	1326	32	21	<b>8,6</b>
	E05-014	1345	36	<u>7</u>	
7	E05-015	1513	27	18,5	14,0
	E05-014	1345	36	24	
8	E05-013	1233	31	19,5	13,6
	E05-012	1220	24	12,5	
9	E05-02-02	1640	<b>19</b>	13,5	<b>8,1</b>
10	E05-017	1187	27	16	11,8
conducteur 3 rubans	Ic moy	1241	29	18	12,0
	Ic min	937	19	7	8,1
	Ic max	1640	38	24	16,0

Tableau 34 - Résultats des mesures de courant critique à 77 K des dix premières galettes

Ces essais ont permis de vérifier la continuité supraconductrice de chacune des 10 galettes. Nous verrons dans les essais à 20 K que les galettes 6 et 9 ont présentées des moindres performances à 20 K également.

## 5.2.2 Tests 20 K

### 5.2.2.1 Objectifs

Des tests unitaires des galettes sont nécessaires pour qualifier les galettes avant de réaliser l'assemblage final. En effet, lors de ces tests préliminaires, nous avons installé des amenées de courant provisoires qui permettent d'alimenter individuellement chaque double-galette. Dans le cas d'une galette défailante qui deviendrait dissipative à un courant  $I_1$ , on peut ainsi alimenter seulement les autres galettes à des courants supérieurs à  $I_1$ .

Ces essais permettront en outre de tester la cryogénie développée pour le SMES.

### 5.2.2.2 Dispositif expérimental

Le bobinage est constitué des galettes 1 à 10 (cf. Tableau 35). L'ensemble du bobinage a une résistance de 50  $\Omega$  et une inductance de 3 H. Les galettes 1, 2 et 3 sont bobinées avec du conducteur 4 rubans plus épais, ce qui explique la résistance électrique et le nombre de spires moindres.

Galette	R ( $\Omega$ )	L (mH)	Nombre de spires
1	3,55	30,2	228
2	3,5	28,33	223
3	3,36	27,75	221
4	5,66	41,6	263
5	5,7	44,04	268
6	5,52	40	257
7	5,5	39,8	256
8	5,56	39,5	254
9	5,45	29,2	220
10	4,78	41,6	262

Tableau 35 – Caractéristiques électriques mesurées des dix premières galettes

Pour ces tests unitaires des galettes, des amenées de courant provisoires ont été installées pour pouvoir alimenter indépendamment chacune des cinq double-galettes. Les quatre amenées de courant supplémentaires sont constituées de plusieurs sections connectées entre elles par visserie jusqu'aux connexions extérieures :

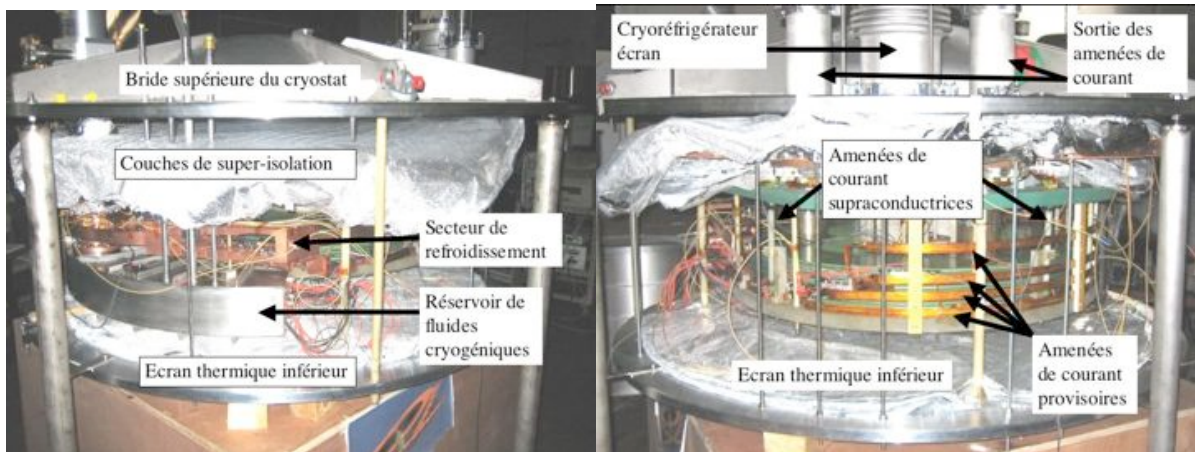
1. Section courte en laiton, pour le passage étanche à travers la bride de l'enceinte à vide
2. Méplat de laiton de section 20 x 6 mm<sup>2</sup> de 42 cm de longueur
3. Tresse de cuivre étamé de 30 cm collée sur une longueur de 5 cm sur un côté de la réserve
4. Méplat de cuivre de section 20 x 3 mm<sup>2</sup> d'environ 150 cm de longueur (cf. Figure 5-15)

Les photos de la Figure 5-10 représentent la connexion des 10 galettes au cryoréfrigérateur.



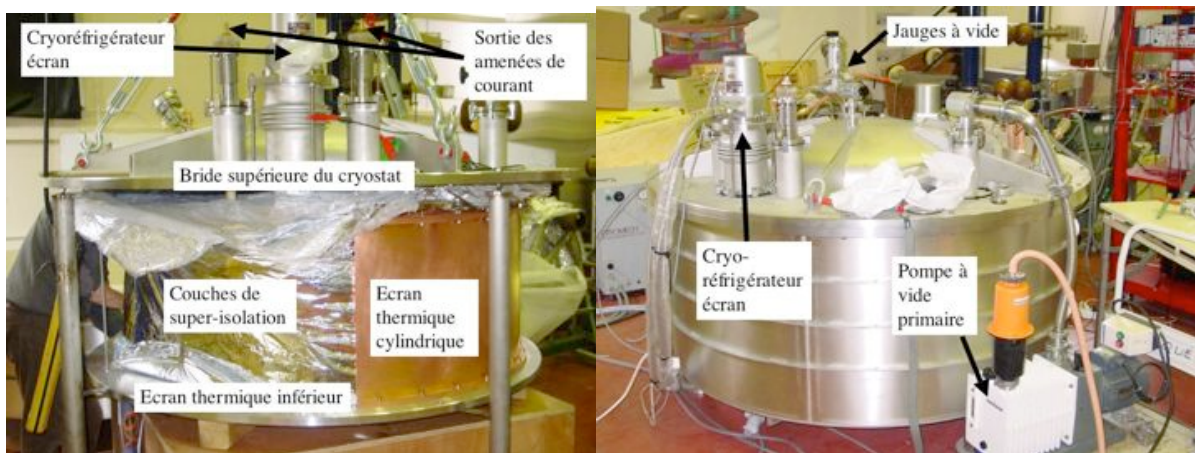
**Figure 5-10 – Essais des 10 galettes – Connexion thermique des galettes au cryoréfrigérateur**

Les photos de la Figure 5-11 représentent l'écrantage thermique et les amenées de courant.



**Figure 5-11 - Essais des 10 galettes – Ecrantage thermique et amenées de courant**

Les photos de la Figure 5-12 représentent l'écrantage thermique et l'ensemble du dispositif expérimental.

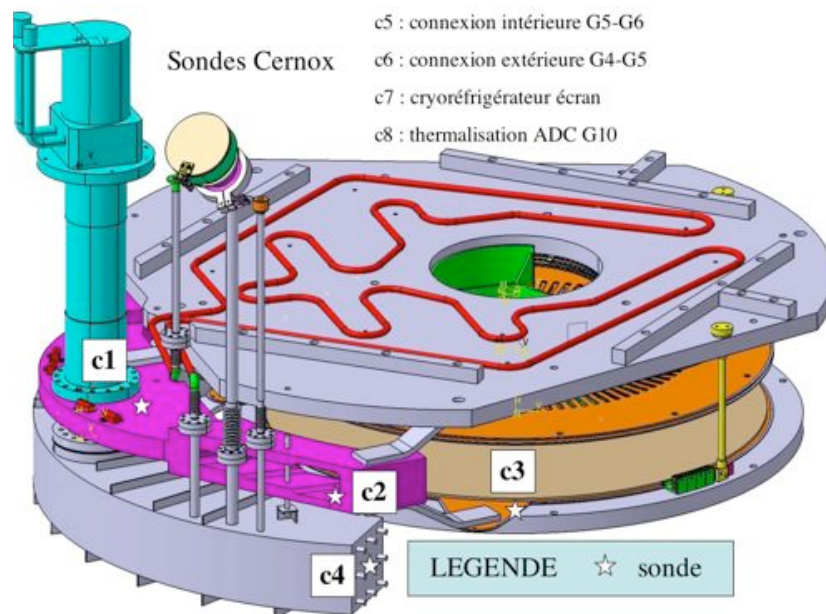


**Figure 5-12 - Essais des 10 galettes – Ecrantage thermique et pompage de l'enceinte à vide**

## Instrumentation

Des prises de potentiel permettent de mesurer la tension aux bornes de chaque galette et aux bornes des amenées de courant supraconductrices. Les sondes de températures cernox utilisées pour la maquette (cf. Partie 3) sont installées pour mesurer dans la gamme 5-45 K (cf. Figure 5-13) et des sondes Pt 100 sont installées pour mesurer dans la gamme 45-300 K (cf. Figure 5-14). L'espace occupé normalement par les galettes 11 à 26 est occupé par trois cales pour assurer l'espacement correct des brides du bobinage.

Les sondes cernox (c1 à c8) sont installées dans les parties les plus froides du bobinage. Les sondes c1 et c4 sont respectivement au niveau du cryoréfrigérateur bobine et de la réserve. Les sondes c2 et c3 sont de part et d'autre du flexible qui connecte l'oreille du disque de la galette 3 au secteur. Les sondes c5 et c6 sont sur les connexions électriques entre galettes qui auront les potentiels électriques les plus faibles. En effet, la connexion électrique entre G5 et G6 est connectée à un point milieu relié à la masse. Les sondes c7 et c8 sont au niveau du cryoréfrigérateur écran et de la thermalisation de l'amenée de courant de la galette 10 (ADC G10) par le cryoréfrigérateur écran.



**Figure 5-13 – Sondes de températures cernox**

Les sondes de platine Pt 100 permettent de contrôler la mise en froid et de mesurer les températures dans les zones plus chaudes. Elles sont installées au niveau des cryoréfrigérateurs bobine (p1) et écran (p2). La sonde p3 est au niveau de la thermalisation de l'amenée de courant de la galette 10 (ADC G10) par le cryoréfrigérateur écran. Puis les sondes p4, p5, p6 et p7 mesurent l'écran thermique en différents points. Enfin, les sondes p8 et p9 mesurent les températures des brides supérieures et inférieures du bobinage.



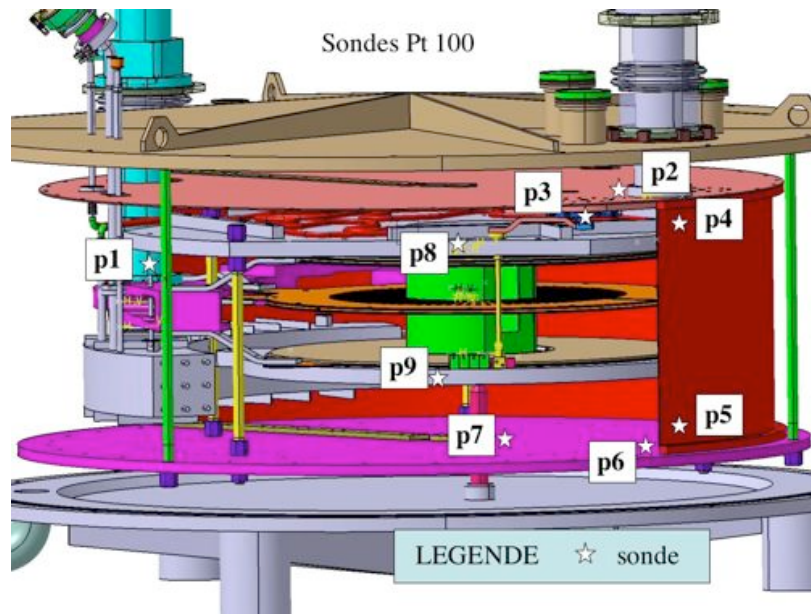


Figure 5-14 - Sondes de températures platine Pt 100

Ce dispositif va nous permettre de refroidir les galettes à des températures proches de l'hélium liquide. Dans un premier temps, nous pourrions contrôler la mise en froid. Ensuite, nous réaliserons des essais thermiques au niveau de la connexion intérieure, considérée dans le dimensionnement du bobinage comme le point le plus chaud de la galette. Enfin, nous réaliserons des tests électriques des galettes.

### 5.2.2.3 Mise en froid

Après le pompage de l'enceinte à vide pendant une semaine pour atteindre  $10^{-5}$  mbar, la mise en froid a permis d'atteindre  $10^{-7}$  mbar et de refroidir l'ensemble en une semaine supplémentaire, deux jours pour refroidir les galettes (cf. Figure 5-15) autour de 20 K.

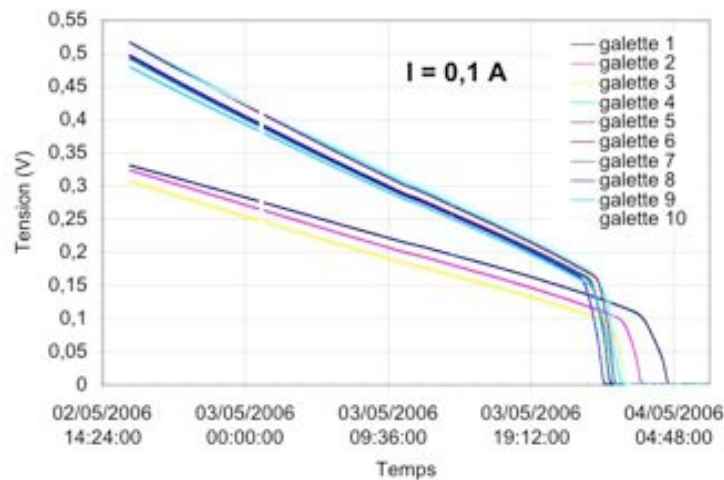


Figure 5-15 - Mise en froid des galettes

Sur la Figure 5-16, nous avons représenté l'évolution des températures au niveau des têtes des cryoréfrigérateurs et de la connexion intérieure entre les galettes 5 et 6. Les variations importantes au niveau de la tête du cryoréfrigérateur sont dues à des phases de marche/arrêt du cryoréfrigérateur écran. En effet, nous avons veillé à ce que les écarts de température soient minimisés. D'une part la température du cryoréfrigérateur écran décroît plus rapidement que la température du cryoréfrigérateur bobine et d'autre part des phases de marche/arrêt trop fréquentes ne sont pas souhaitable pour le système. Les oscillations de la Figure 5-16 sont donc un compromis entre ces deux contraintes.

Trois jours supplémentaires ont été nécessaires pour refroidir les brides supérieures et inférieures du bobinage et stabiliser les températures.

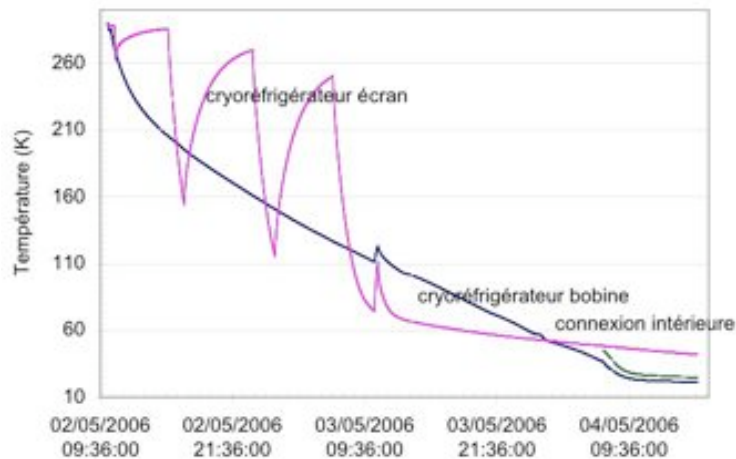


Figure 5-16 – Mise en froid au niveau des cryoréfrigérateurs et de la connexion intérieure centrale

#### 5.2.2.4 Pertes à vide

Sans hélium liquide dans le réservoir et sans courant dans la bobine, les températures des cryoréfrigérateurs bobine et écran sont respectivement de 15,2 et 21,8 K, ce qui correspond à des pertes respectivement de 20,2 et 38,7 W.

**Pour le cryoréfrigérateur écran**, les pertes mesurées de 38,7 W sont supérieures aux pertes de 21,3 W calculées pour le SMES complet sans courant. Par rapport au budget thermique (cf. Figure 2-34), les pertes supplémentaires peuvent provenir essentiellement du rayonnement. En effet, la mise en place de la superisolation est délicate étant donné l'encombrement, surtout au niveau de la tête du cryoréfrigérateur. Le cas idéal calculé pour le dimensionnement prend en compte une conductivité thermique apparente de 0,1 mW/m/K pour 80 couches de superisolation sur 4 cm d'épaisseur entre 300 et 40 K. Le nombre de couches utilisées en réalité est deux fois moindre : 40 couches. Si on considère une conductivité thermique apparente de 0,2 mW/m/K sur 2 cm d'épaisseur (superisolation tassée) entre 300 et 22 K, les pertes augmentent de 5 à 20 W. Au total, si on ajoute 16 W apportés par les amenées de courant on trouve 36 W à comparer avec les 38,7 W mesurés.

Cependant ce point n'est pas critique puisque les pertes supplémentaires des amenées de courant optimisées à 400 A avec un courant nominal de 300 A apporterait seulement 4,5 W et réglerait le cryoréfrigérateur écran à 23 K seulement.

Enfin les températures de l'écran sont reportées dans le Tableau 36. L'écart le plus important est donc entre p2 et p7. Sur la Figure 5-14, nous avons représenté l'ancienne conception avec un

contact direct entre la tête du cryoréfrigérateur et la partie supérieure de l'écran. Pour les découpler mécaniquement, nous avons ajouté des flexibles qui apportent des écarts de température supplémentaires par rapport aux 10 K du dimensionnement.

Sonde Pt 100	p2	p4	p5	p6	p7
Température (K)	21,8	35,5	36,5	36,5	39,5

**Tableau 36 – Températures des sondes platine Pt 100 à vide**

**Pour le cryoréfrigérateur bobine**, les pertes mesurées de 20,2 W sont également supérieures aux pertes inférieures à 1 W calculées pour le SMES complet sans courant.

En effet, les amenées de courant provisoires apportent chacune 5 W pour donner au total 20 W de pertes.

De plus, il faut ajouter les pertes apportées par les canalisations d'alimentations et d'évacuation des fluides du réservoir. Ces pertes sont localisées au niveau de la bride supérieure. Elles imposent d'avoir une circulation de vapeurs d'hélium dans l'échangeur. En effet, la bride supérieure se dilaterait alors dangereusement et l'amenée de courant supraconductrice serait cisailée.

Enfin la température de la sonde c6 au niveau de la connexion extérieure réchauffée par une amenée de courant provisoire est de 22 K sans hélium liquide. Cette température supérieure à 20 K impose de fonctionner avec de l'hélium liquide dans la réserve. En revanche, le remplissage complet de la réserve modifie les conditions de fonctionnement du cryoréfrigérateur, ce qui n'est pas souhaitable, et éloigne sensiblement la température de fonctionnement du bobinage de la température nominale du SMES. Pour ces raisons, nous avons réalisé un compromis en maintenant un niveau bas d'hélium liquide.

Néanmoins, ce fonctionnement ne permet pas une régulation de la température comme prévu initialement. Nous donnerons donc par la suite des indications sur les températures mesurées, qui dépendent du niveau d'hélium liquide dans la réserve.

Enfin, il faut ajouter la connexion thermique de la connexion intérieure avec une amenée de courant utilisée pour mettre à la masse la connexion intérieure de façon à avoir une tension réduite de moitié au niveau des extrémités de la bobine. Elle est réalisée avec un fil de diamètre 1 mm de longueur 5 m thermalisé à 2 m de la connexion intérieure sur le secteur. La résistance thermique de ce fil entre la connexion intérieure et le secteur est donc de 2500 K/W, par rapport aux 25 K/W à travers les disques. On peut donc considérer que ce fil ne perturbe pas la mesure présentée dans les mesures suivantes.

### **5.2.2.5 Refroidissement de la connexion intérieure**

De la même façon que dans la Partie 3 sur les essais de la maquette, nous nous intéressons à une connexion électrique intérieure qui est le point le chaud de la galette.

Nous utilisons une chaufferette placée au niveau de la connexion intérieure. Elle permet de dissiper des puissances localement et de calculer la résistance thermique. On mesure l'échauffement au niveau de la connexion intérieure. La température de l'oreille reste constante à 15,2 K, la température du cryoréfrigérateur bobine. Le graphique de la Figure 5-17 présente les mesures sans hélium liquide dans la réserve. De la même façon que pour les essais de la maquette, les amenées de

courant résistives apportent des pertes à travers le bobinage qui se traduisent par un échauffement (17 K) au niveau de la connexion intérieure.

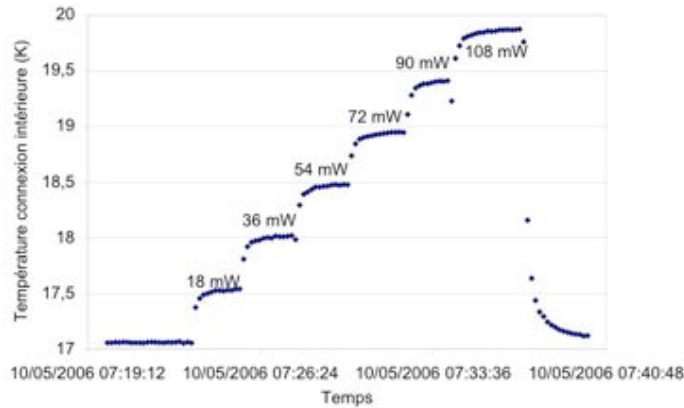


Figure 5-17 - Echauffements de la connexion intérieure

On peut alors tracer l'évolution de l'échauffement de la connexion intérieure en fonction de la puissance dissipée dans la chaufferette.

La pente de la courbe obtenue est de 26 K/W sans hélium liquide. Le modèle utilisé pour la conception (cf. Paragraphe 2.3.5.3) donne une résistance thermique de 25,7 K/W, soit une déviation de 1 % par rapport à la mesure. Ce résultat conforte le résultat obtenu sur la maquette (cf. Paragraphe 3.2.5) qui donnait une déviation de 11 %.

En conclusion le modèle développé simule avec une bonne précision l'interface thermique entre la connexion intérieure et l'oreille dans ces conditions.

### 5.2.2.6 Essais électriques

Les essais électriques ont pour objectif de contrôler les performances des galettes unitaires. Pour ceci, nous avons alimenté dans un premier essai la totalité du bobinage. Le schéma électrique des essais est celui de la Figure 5-18. Une alimentation régulée en tension ou en courant charge les galettes connectées.

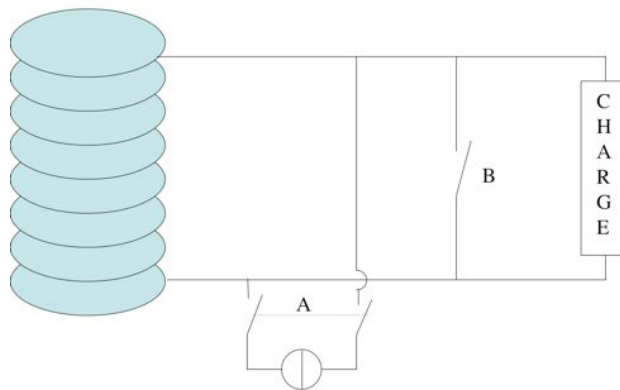


Figure 5-18 – Schéma électrique des essais

Les niveaux de tension de chaque galette sont contrôlés. Les tensions des galettes 6 et 9 augmentent jusqu'à respectivement 20 et 30 mV à 150 A. Ces moindres performances des galettes 6 et 9 correspondent bien aux essais réalisés à 77 K (cf. Tableau 34).

Au-dessus de 150 A, la tension de la galette 9 a augmenté rapidement (cf. Figure 5-19).

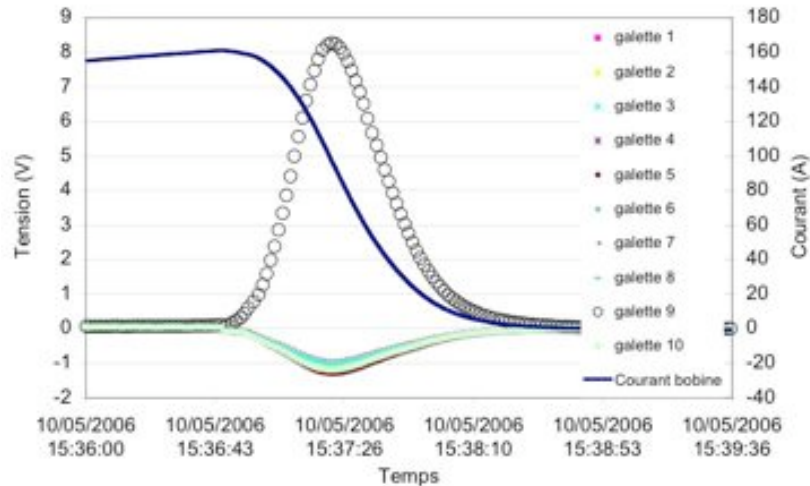


Figure 5-19 – Transition de la galette 9

Pendant la décharge de 2 minutes dans une résistance, la tension a continué d'augmenter puis est revenue à une tension nulle. Nous pouvons calculer la température  $T_{MAX}$  du « point chaud ». On considère l'échauffement adiabatique du conducteur à l'origine de la transition, qui conduit à l'équation suivante :

**Équation 42**

$$\int_{T_c}^{T_{MAX}} \frac{C_p}{\rho} dT = \int_0^{\infty} J^2 dt$$

où  $T$  est la température,  $t$  est le temps,  $C_p = C_p(T)$  est la chaleur spécifique volumique du conducteur,  $\rho = \rho(T)$  est sa résistivité électrique et  $J = J(t)$  est la densité moyenne de courant dans le conducteur.

Le deuxième terme de l'Équation 42 donne  $4,2 \cdot 10^{16} \text{ A}^2 \cdot \text{m}^4 \cdot \text{s}$ , ce qui correspond à un  $T_{MAX}$  de 73 K pour les rubans PIT Bi-2212. Cette température est la température maximale atteinte par un point localisé du conducteur pendant la décharge dans des conditions adiabatiques. La température réelle sera bien inférieure étant donné le couplage thermique avec les drains et étant donné la longue durée de la décharge. En conclusion, les écarts de température n'ont pas dépassé 50 K dans la galette 9.

Puis nous avons alimenté les galettes 1, 2, 3 et 4 et ensuite les galettes 7 et 8 jusqu'à 300 A sans augmentation de la tension des galettes. Ces conditions seraient moins contraignantes que les conditions de fonctionnement du SMES puisque l'induction magnétique maximale est de 1,3 T. En revanche, la température de la connexion extérieure augmente régulièrement (24 K après 8 min à 300 A). Nous avons donc choisi de nous limiter à ces conditions pour qualifier les galettes.

Ensuite nous avons réalisé des essais en court-circuit (cf. Figure 5-20) et en décharge rapide (cf. Figure 5-21) du bobinage constitué des galettes 1, 2, 3 et 4. En court-circuit (B fermé et A ouvert

selon la Figure 5-18), la bobine se décharge en quelques minutes à cause de la résistance des amenées de courant résistives et du circuit extérieur.

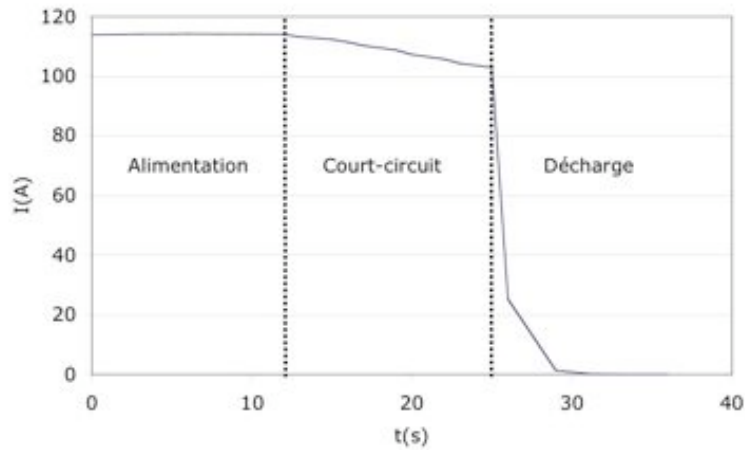


Figure 5-20 – Cycle d'alimentation/court-circuit/décharge

Pendant une décharge de 100 A (cf. Figure 5-21), l'énergie stockée de 2,5 kJ ( $L = 0,5$  H) est dissipée dans la résistance de décharge de  $1 \Omega$  en quelques secondes.

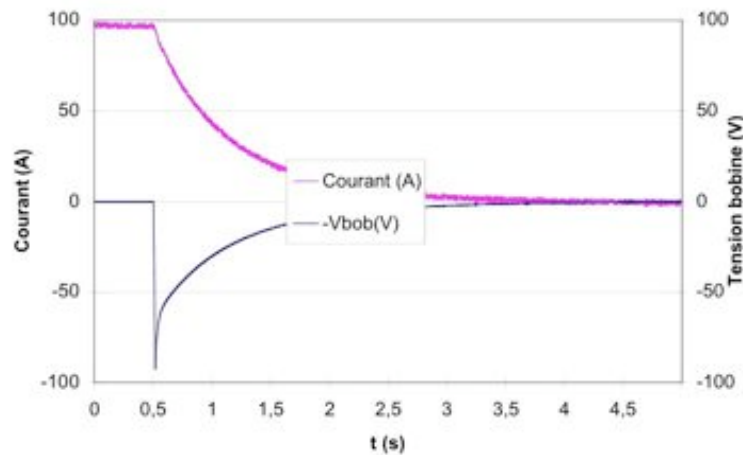


Figure 5-21 – Essai de décharge rapide

La puissance active  $P=UI$  maximale dans la résistance de décharge est de 9 kW et l'intégrale de la puissance active sur une seconde après le début de la décharge est de 1,9 kJ.

Si on modélise la bobine par une inductance parfaite  $L$  en série avec une résistance parfaite  $R$  (la charge) pendant la décharge, le courant varie selon :  $I = I_0 e^{-t/\tau}$  avec  $\tau = L/R$ . L'énergie disponible  $W_R$  dans la charge  $R$  s'exprime alors :

$$\text{Équation 8} \quad \left\{ \begin{array}{l} W_R = W_{MAG} [1 - e^{-2t_D/\tau}] \\ \tau = \frac{2W_{MAG}}{I_{OP}V_{OP}} \end{array} \right.$$

Pour un courant nominal  $I_{OP} = 100$  A, un temps de décharge  $t_D = 1$  s, une énergie stockée  $W_{MAG} = 2,5$  kJ, on calcule  $W_R = 1,8$  kJ, soit 5 % d'écart par rapport à la mesure.

**Echauffements**

Nous avons reporté dans le Tableau 37 les températures sans courant et les températures maximales atteintes pendant un palier en courant lors des essais électriques.

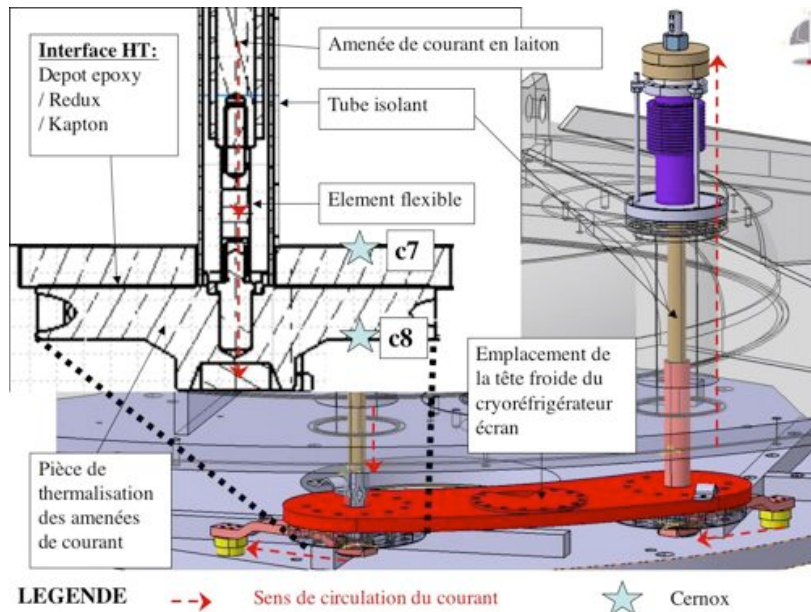
Le niveau d'hélium liquide dans la réserve est variable, ce qui fait varier la température du cryoréfrigérateur bobine (c1) entre 11 et 13,5 K. La connexion intérieure (c5) est chauffée dans les essais 1 et 4 par les pertes dues à sa résistance électrique propre et aux pertes de la galette 6 défectueuse (10 mV à 130 A et 2,5 mV à 90 A). La connexion extérieure (c6) est chauffée par les pertes dues à sa résistance électrique propre et aux pertes des amenées de courant provisoires. En effet, l'échauffement de la connexion extérieure à vide montre que la thermalisation des amenées de courant provisoires ne permet pas d'évacuer toutes les pertes apportées par conduction par la section en laiton.

Numéro d'essai	-	1	2	3	4
Galettes alimentées	-	1-10	1-2-3-4		5-6
Courant du palier (A)	0	150	300		130
Durée du palier (min)	-	3	0,5	8,5	8
c4	Variable suivant le niveau d'hélium	12,5	12	7,3-8,8	12-12,8
c1	+/- 12,5	13,5	13	11-11,5	12,3-12,6
c2					
c3					
c5	+/- 14	15,5	-	-	14,6
c6	+/- 18	19	22	24	19,5
c7	21,8	22,2		-	
c8	25,8	26,6	-		-

**Tableau 37 – Températures des sondes cernox pendant les essais électriques**

Le cryoréfrigérateur écran (c7) est chauffé de 0,4 K, soit 1,7 W de pertes supplémentaires lors des essais 1, 2 et 3. Or les pertes des amenées de courant résistives sont de 1,125 W par amenée, soit 2,25 W au total dans l'essai 1. Dans les essais 2 et 3, l'amenée de courant de la galette 1 a 4,5 W de pertes. On fait l'hypothèse que ces pertes sont en partie évacuées par un contact thermique avec la bride supérieure du bobinage, ce qui expliquerait les écarts entre le calcul et la mesure.

La pièce de thermalisation de l'amenée de courant de la galette 10 (c8) est chauffée dans l'essai 1 par les pertes résistives de l'amenée à 150 A, soit 1,125 W, qui s'ajoutent aux 8 W sans courant. Nous avons représenté sur la Figure 5-22 l'emplacement des sondes de température cernox c7 et c8.



**Figure 5-22 – Schéma de la thermalisation des amenées de courant**

La pièce de thermalisation était dimensionnée pour avoir un écart de température de 10 K avec le cryoréfrigérateur écran au courant nominal (16 W de pertes), soit 0,62 K/W. Sans courant, soit avec 8 W de pertes, la mesure donne 4 K d'écart, soit 0,5 K/W. A 150 A, soit 1,125 W de pertes supplémentaires, la mesure donne 0,4 K d'écart supplémentaire, soit 0,35 K/W. La résistance thermique mesurée de l'interface est donc inférieure dans ces deux cas à la résistance du dimensionnement. A 315 A, on aura donc 30 K au maximum au niveau du côté chaud de l'amenée de courant supraconductrice dimensionnée pour une température de 40 K.

### 5.2.2.7 Conclusion

Les essais des dix premières galettes ont permis de tester l'environnement du bobinage et le bobinage. Le pompage de l'enceinte à vide et la mise en froid du système ont été réalisés dans des temps raisonnables. La cryogénie a permis de refroidir efficacement les galettes à des températures inférieures à 20 K. Les amenées de courant supraconductrices ont fonctionné dans les conditions de température, de courant et de vibrations du cryoréfrigérateur écran.

Les dix galettes ont été alimentées. Les galettes 6 et 9 sont moins bonnes que les autres. Les galettes 5 et 10 ont été alimentées jusqu'à 150 A sans élévation de tension. Les galettes 1, 2, 3, 4, 7 et 8 ont été alimentées jusqu'à 300 A sans élévation de tension.

En conclusion, nous avons qualifié la conception de la cryogénie et de l'alimentation, amenées de courant et connexions entre galettes, du SMES.

Les essais du SMES complet permettront de tester l'ensemble du système en particulier dans les conditions de champ magnétique et de contraintes mécaniques générées puis dans les conditions de décharge au niveau de tension nominale.



**Partie 6**    **EXTRAPOLATION SMES 20 MJ**

## 6.1 Introduction

Les applications du SMES pour le lanceur électromagnétique nécessitent en général des énergies bien supérieures à 800 kJ. L'énergie de 800 kJ correspond à une **étape technologique**. Nous nous sommes intéressés à un SMES de 20 MJ avec une température de fonctionnement supérieure à 20 K comme spécifié par la DGA.

Le **cahier des charges** de l'extrapolation tel qu'il a été donné par la DGA est le suivant :

- Energie stockée disponible : 20 MJ
- Induction magnétique: supérieure à 2 T
- Température de fonctionnement : supérieure à 20 K
- Courant de transport du démonstrateur : supérieur à 300 A
- Tension de service : 1 kV
- Temps de décharge : 1 s

Les **contraintes de furtivité** dans un contexte militaire et de **compatibilité électromagnétique** pour un SMES embarqué imposent des contraintes d'écrantage du champ magnétique créé par le bobinage. En pratique, nous fixons l'objectif de niveau de champ magnétique à 1 A/m en dehors du cryostat. Pour le SMES 800 kJ, le champ magnétique est de 1000 A/m à 5 m du centre.

## 6.2 Ecrantage

L'écrantage d'un bobinage permet de réduire, voir d'annuler l'induction magnétique générée à son voisinage. Nous présentons quelques techniques d'écrantage et leurs caractéristiques. Tout d'abord, l'écrantage peut être réalisé en dehors du cryostat [HAW87]. L'écrantage est ici réalisé de trois façons différentes (cf. Tableau 38): « salle », « cryostat » ou « actif ». L'écrantage actif consiste à utiliser des bobines supraconductrices qui annulent le champ magnétique de fuite. Pour l'écrantage de la salle ou du cryostat qui contient l'aimant, on place des blindages sur les murs ou autour du cryostat. Le poids est bien supérieur dans ces deux derniers cas. Nous nous intéressons donc par la suite à l'écrantage actif.

Induction magnétique (T)	Ecrantage	Diamètre du système (m)	Longueur (m)	Performances d'écrantage 0,5 mT		Poids (tonnes)	
				r (m)	z (m)	écran	cryostat
0,5	Salle	2	2,29	5	7,6	3,7	5,6
1	Cryostat	2,58	3,12	5	6,3	22	6,3
1,5	Actif	2,8	2,5	6,5	7,1	-	12
0,5	Actif	2,1	2,39	2,45	3,4	-	9,8
1	Actif	2,16	2,46	2,5	3,4	-	11,2

**Tableau 38 – Comparaison des écrantages inactif et actif**

On distingue donc les SMES selon qu'ils sont partiellement ou totalement écrantés. Les SMES bien écrantés sont généralement les tores. Il existe plusieurs géométries pour les SMES partiellement écrantés. Quelques-unes d'entre elles sont représentées sur la Figure 6-1 ci-dessous. Les solénoïdes en fagots sont constitués d'un ensemble de solénoïdes à axes parallèles et champs alternés. Les solénoïdes axisymétriques sont constitués d'un ensemble de solénoïdes de même axe avec des champs alternés.

EXTRAPOLATION SMES 20 MJ

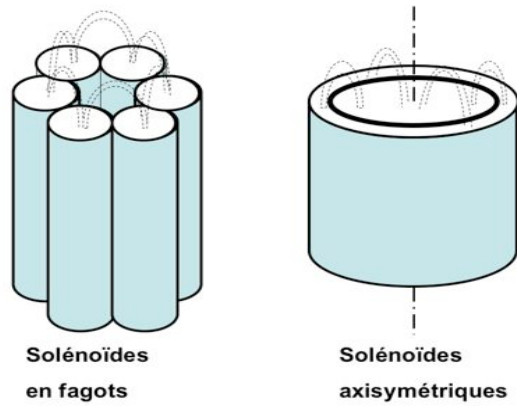


Figure 6-1 - Géométries de bobinages écartés activement

De nombreux travaux ont comparé ces géométries. Dans le Tableau 39, nous avons regroupé les résultats des travaux dans lesquels le niveau d'énergie est constant pour les différentes géométries dimensionnées. Nous pouvons donc comparé les volumes de supraconducteurs utilisés pour un même niveau d'énergie. En revanche, la contrainte d'écrantage, exprimée en niveau de champ de fuite souhaité à une distance variable de la bobine, est variable suivant les travaux. [KIM01] montre que si on souhaite écranter partiellement le bobinage, le tore et les géométries de la Figure 6-1 consomme des volumes comparables de ruban supraconducteur. [LIE95], [TAK01] et [SCH95] montrent que pour avoir une bobine écartée, on doit doubler la quantité de supraconducteur. Enfin, [BOR99] montre que le tore est la solution qui nécessite le moins de supraconducteur pour avoir un écrantage parfait. La solution du SMES torique permet donc d'avoir un écrantage total pour un coût minimum.

Réf.	$W_{MAG}$				
[LIE95]	60 MJ	Type de bobine	Solénoïde		Tore
		Longueur de conducteur (m)	10180		18560
		Rayon pour 10 gauss (m)	70		Cryostat
[TAK01]	1 MJ	Ecrantage	Non écartée		Ecartée
		Volume (dm <sup>3</sup> )	56,5		99,5
[SCH95]	180 MJ	Ecrantage	Non écartée	Ecartée	
		Quantité de supraconducteur (MA.m)	114	253	
		Distance sur l'axe 0,05 mT (m)	84	24	
		Distance sur le rayon 0,05 mT (m)	66	20	
[KIM01]	200 kJ	Type de bobine	Solénoïdes axisymétriques	Fagots	Tore
		Longueur (Km)	8	12	10
		Partiellement écarté			
[BOR99]	500 kJ	Type de bobine	Solénoïdes axisymétriques		Tore
		Volume (dm <sup>3</sup> )	92,7		45,3
		$B_{max}$ hors cryostat (mT)	40		40

Tableau 39 –Travaux d'études sur l'écrantage actif des bobinages supraconducteurs

Nous avons donc souhaité dans un premier temps réaliser une optimisation à 20 MJ pour vérifier le résultat classique selon lequel la quantité de supraconducteur est doublée entre la solution du solénoïde non écrané et du tore parfaitement écrané.

### 6.3 Optimisation à 20 MJ

Pour l'optimisation du solénoïde, nous utilisons un modèle analytique et des outils informatiques développés au LEG (cf. ANNEXE).

Pour l'optimisation du tore, nous effectuons une optimisation rapide à partir des données de la littérature. Une bobine torique est réalisée à partir de plusieurs modules de forme galette, assemblés pour donner à l'ensemble une géométrie torique (cf. Figure 6-2). En général on trouve dans la littérature des SMES constitués de 12 ou 16 modules [NAK01]. Nous avons choisi 16 modules de façon à limiter les contraintes de compression sur le conducteur. Puis nous avons cherché l'épaisseur de bobinage optimale pour maximiser l'énergie stockée à volume de supraconducteur constant, densité de courant  $J$  constante et diamètre intérieur de 300 mm. L'épaisseur de bobinage la plus favorable se situe entre 200 et 300 mm. Nous choisissons de fixer l'épaisseur à 260 mm, comme pour le SMES 800 kJ.

Les performances électriques de courant critique en fonction de l'induction magnétique ( $J_c(B)$ ) et les performances mécaniques de contrainte critique  $\sigma_c$  considérées dans cette comparaison sont très optimistes comme détaillé dans le Tableau 40.

Géométrie	Galettes	Tore
Optimisation	Analytique	Numérique
Energie stockée (MJ)	20,0	20,7
Rayon intérieur galette (mm)	150	16 x 9 galettes d'épaisseur 260 mm
Rayon extérieur galette (mm)	965	
Hauteur bobinage (mm)	96	
$J$ (conducteur+drains) ( $A/mm^2$ )	91	91
$J$ (conducteur) ( $A/mm^2$ )	159	159
$I$ (ruban) 0,2 x 4 (A)	127	127
Volume supraconducteur ( $dm^3$ )	73	156
Contrainte de traction maximale (MPa)	306	299
Induction magnétique maximale (T)	12,80	12,50

Tableau 40 – Caractéristiques de deux types de bobinages pour le SMES 20 MJ : un solénoïde et un tore

Nous retrouvons bien le résultat classique selon lequel le bobinage d'un tore utilise deux fois plus de conducteur qu'un bobinage simple en solénoïde pour un même niveau d'énergie stockée.

## 6.4 Pré-dimensionnement du SMES 20 MJ

### 6.4.1 Introduction

Nous choisissons de pré-dimensionner un SMES torique qui permet d’avoir un écrantage total pour un coût minimum. Nous fixons un objectif de 150 MPa pour la contrainte de traction maximale, ce qui correspond aux contraintes critiques mesurées sur le conducteur renforcé du SMES 800 kJ. Nous détaillons par la suite le pré-dimensionnement du SMES torique 20 MJ. Nous prendrons des hypothèses fortes puisque nous souhaitons présenter ici seulement un pré-dimensionnement qui devrait être complété par un dimensionnement plus précis.

### 6.4.2 Conducteur

A énergie stockée donnée  $W_{MAG} = 20$  MJ, il faut augmenter le courant pour diminuer la tension lors d’une décharge de  $t_D = 1$  s. On souhaite limiter la tension en décharge à  $V_{OP} = 11$  kV. Ce niveau de tension correspond à la tenue diélectrique des isolants (Kapton et dépôt époxy) et correspond également à la tension de charge des condensateurs dans le cas d’une utilisation du SMES comme source d’alimentation indirecte du rail du lanceur électromagnétique. Le système de deux équations à deux inconnues L et  $I_{OP}$  :

Équation 43

$$\begin{cases} W_{MAG} = 1/2LI_{OP}^2 \\ V_{OP} = L \frac{dI}{dt} = L \frac{I_{OP}}{t_D} \end{cases}$$

a pour unique solution :  $I_{OP} = 3630$  A et  $L = 3$  H.

### 6.4.3 Dimensionnement du bobinage

Par rapport au dimensionnement du SMES 500 kJ où le conducteur était forcément constitué de rubans de Bi-2212, nous présentons ici un dimensionnement indépendant du conducteur supraconducteur utilisé. Toutefois, nous considérerons des caractéristiques de conducteur correspondant aux caractéristiques existantes. Tout d’abord, nous avons choisi une densité de courant de 43 A/mm<sup>2</sup>, pour le conducteur et les drains thermiques, qui correspond aux densités de courant des bobines supraconductrices toroïdales pour la fusion (cf. Tableau 41) et également aux bobines supraconductrices toroïdales pour les détecteurs en physique des particules. En effet, l’aimant toroïdal principal d’ATLAS a une densité de courant de 30 A/mm<sup>2</sup> et 41,7 A/mm<sup>2</sup> pour l’aimant toroïdal bouchon.

	Densité de courant dans le câble (Supraconducteur ou cuivre) Refroidissement compris (A/mm <sup>2</sup> )	Densité de courant hors tout Câble + structure (A/mm <sup>2</sup> )
TORE SUPRA (9 T sur le conducteur)	39	19 (continu)
JET (6,8 T sur le conducteur)	17	17 (pulsé 10 s)
JET Upgrade (8 T sur le conducteur)	20	20 (pulsé 10 s)
ITER-FDR (12,5 T sur le conducteur)	44	9,2 (continu)
ITER-FEAT (11,8 T sur le conducteur)	52	11,5 (continu)

Tableau 41 - Densité de courant du conducteur des machines de fusion [DUC00]

## EXTRAPOLATION SMES 20 MJ

Nous avons conservé l'épaisseur du bobinage des 16 modules, soit 260 mm. Nous nous basons sur la conception du SMES 800 kJ dans laquelle les drains thermiques et l'isolation occupent la moitié de la section d'une bobine unitaire. La densité de courant du conducteur est fixée à  $84 \text{ A/mm}^2$ . Le conducteur a donc une section de  $43 \text{ mm}^2$ .

Comme dans l'optimisation présentée précédemment, la bobine est constituée de 16 modules de diamètre intérieur 300 mm et extérieur 820 mm. La hauteur de module pour stocker 20 MJ est de 168 mm. Les 16 modules sont représentés sur la Figure 6-2. Ils sont réalisés avec des double-galettes. Une double-galette est connectée électriquement au niveau du rayon intérieur (première spire) de chacune des deux galettes. Les double-galettes sont connectées entre elles au niveau du rayon extérieur (dernière spire).

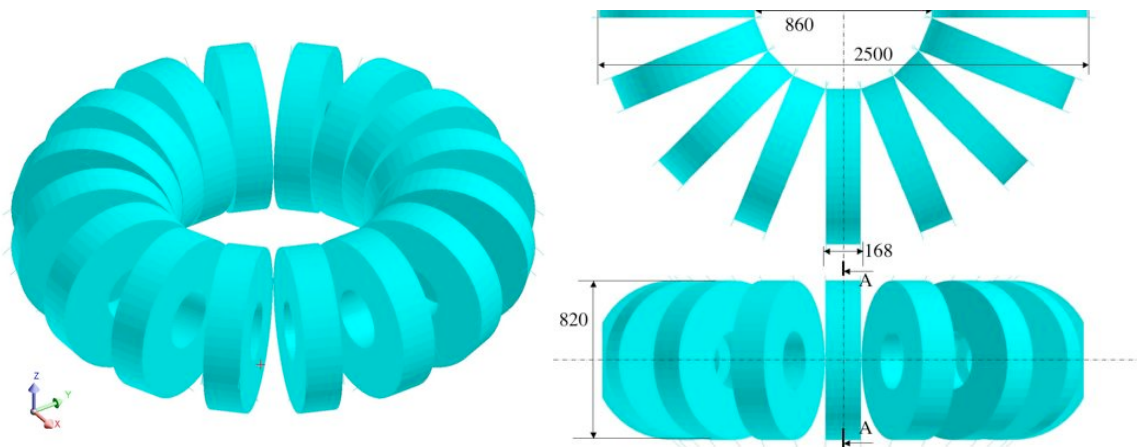


Figure 6-2 – Dimensions du SMES 20 MJ (en mm)

### Inductions magnétiques

Dans cette géométrie, l'induction magnétique est dirigée principalement selon l'axe de chaque module. L'induction magnétique perpendiculaire à l'axe d'un module est maximale (2 T) sur les deux galettes d'extrémités du module.

Sur la Figure 6-3, nous avons représenté le dégradé de l'induction magnétique dans un des 16 modules (selon coupe A-A Figure 6-2) et l'évolution du niveau de l'induction magnétique avec le rayon en partant du centre du tore.

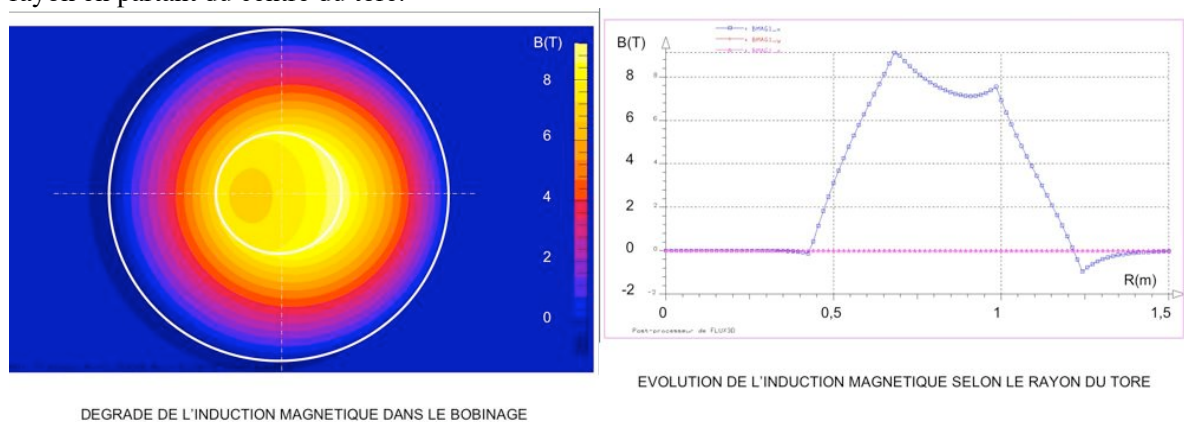


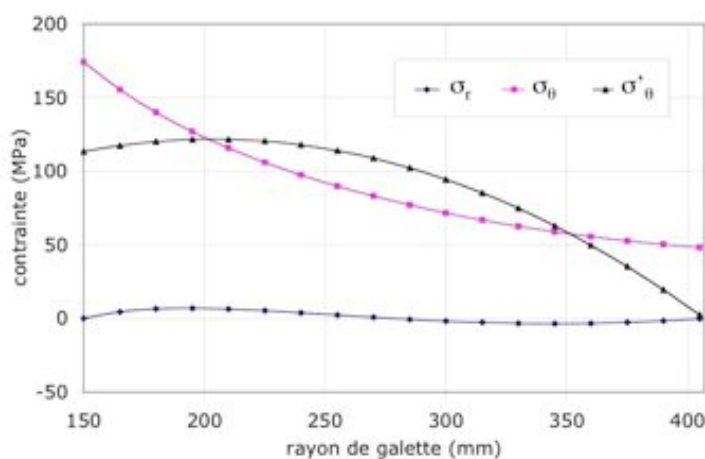
Figure 6-3 - Induction magnétique dans une galette du SMES 20 MJ (selon coupe A-A Figure 6-2)

**Contraintes mécaniques**

Bien que l'évolution de l'induction magnétique à l'intérieur du bobinage ne soit pas symétrique par rapport à l'axe d'un module, nous faisons l'hypothèse qu'elle évolue linéairement dans le bobinage. Les niveaux d'induction sont pris à leur niveau maximum, c'est-à-dire au niveau des spires du côté du centre du tore.

Ces inductions nous permettent de calculer l'évolution des contraintes mécaniques  $\sigma_\theta$  et  $\sigma_r$ , si on considère un module avec une induction magnétique qui décroît linéairement avec le rayon. Nous avons représenté sur la Figure 6-4 leur évolution selon le rayon ainsi que l'évolution de  $\sigma'_\theta = J.B.r$ .

Dans l'hypothèse de l'indépendance des spires ( $\sigma'_\theta$ ), la contrainte maximale est au rayon 210 mm et vaut 120 MPa sur le conducteur. Dans l'hypothèse d'un collage des spires et d'un bobinage non fretté ( $\sigma_\theta$  et  $\sigma_r$ ), la contrainte maximale se situe sur la première spire et s'élève à 175 MPa.



**Figure 6-4 - Contraintes mécaniques dans une galette du SMES 20 MJ**

La contrainte  $\sigma_r$  maximale est inférieure à 10 MPa sur la largeur du conducteur. **En revanche, la valeur positive de  $\sigma_r$  sur les premières spires (cf. Figure 6-4) correspond à une dilatation du bobinage qui devra être reprise par un frettage adapté.**

Enfin, nous avons calculé la contrainte de compression maximale selon l'axe du module ( $\sigma_z$ ) à partir des inductions perpendiculaires à l'axe d'un module. Elle est inférieure à 10 MPa sur l'épaisseur du conducteur et elle se situe au niveau des galettes centrales du module.

Nous avons reporté dans le Tableau 42 les caractéristiques du SMES 20 MJ.

SMES torique 20 MJ	
Nombre de modules	16
Section du conducteur (mm <sup>2</sup> )	43
Densité de courant du conducteur (A/mm <sup>2</sup> )	84
Densité de courant module (conducteur + drain thermique) (A/mm <sup>2</sup> )	43
Courant (A)	3630
Courant critique à 9 T (A) (= $I_{op} / 0,8$ )	4530
Induction magnétique maximale (T)	9
Contrainte mécanique maximale sur le conducteur (MPa)	175

**Tableau 42 - Caractéristiques du bobinage du SMES 20 MJ**

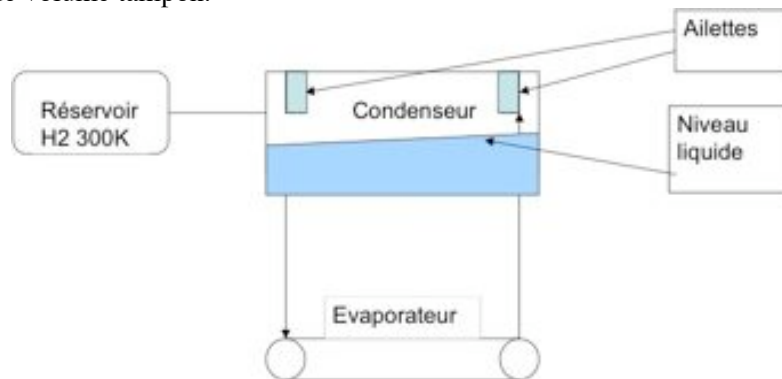
#### 6.4.4 Cryogénie

Nous présentons ici une solution alternative au refroidissement uniquement par la conduction solide. La géométrie torique et l'augmentation des dimensions, par rapport au SMES 800 kJ, rendent la solution du thermosiphon plus attractive pour le refroidissement du SMES 20 MJ. En effet, la conductivité thermique apparente est grandement améliorée, la masse est réduite et l'énergie dissipée pendant la décharge est diminuée.

Le thermosiphon est une enceinte étanche qui contient un liquide cryogénique :

1. hydrogène liquide pour un refroidissement du bobinage à 20 K
2. néon liquide pour un refroidissement du bobinage à 30 K

Il est constitué d'un condenseur, relié par deux tubes à un évaporateur (cf. Figure 6-5 ci-dessous). Le condenseur est connecté thermiquement au cryoréfrigérateur et régulé en température. L'évaporateur est connectée au bobinage. Un réservoir d'hydrogène à température ambiante est relié au circuit et sert de volume tampon.



**Figure 6-5 - Schéma de principe du thermosiphon**

Le fonctionnement est donc assuré par l'évaporation du liquide dans l'évaporateur, qui monte par un tube (tube de droite sur la Figure 6-5) au niveau du condenseur pour se liquéfier (sur les ailettes) et redescendre par gravité dans le second tube jusqu'à l'évaporateur. La mise en froid de l'ensemble nécessite toutefois l'emploi d'un refroidissement initial jusqu'à apparition de la première goutte de liquide. On peut imaginer un système de circulation du gaz refroidi à travers un échangeur azote liquide comme dans le détecteur CMS du CERN par exemple, qui prérefroidit l'hélium gazeux à travers un échangeur hélium/azote liquide pour augmenter la puissance des réfrigérateurs jusqu'à 100 K. Puis une tresse connectée au condenseur et l'évaporateur permet de refroidir ce dernier jusqu'à apparition de la première goutte de fluide cryogénique.

Au niveau des galettes, la connexion à l'évaporateur est assurée par des éléments en cuivre comme schématisé sur la Figure 6-6. Le refroidissement interne est d'abord réalisé par une bague en cuivre qui refroidit la zone du bobinage où les pertes sont maximales, sur les premières spires. Ensuite, des barrettes de cuivre et des caloducs, qui restent à développer, permettent de refroidir les spires extérieures.



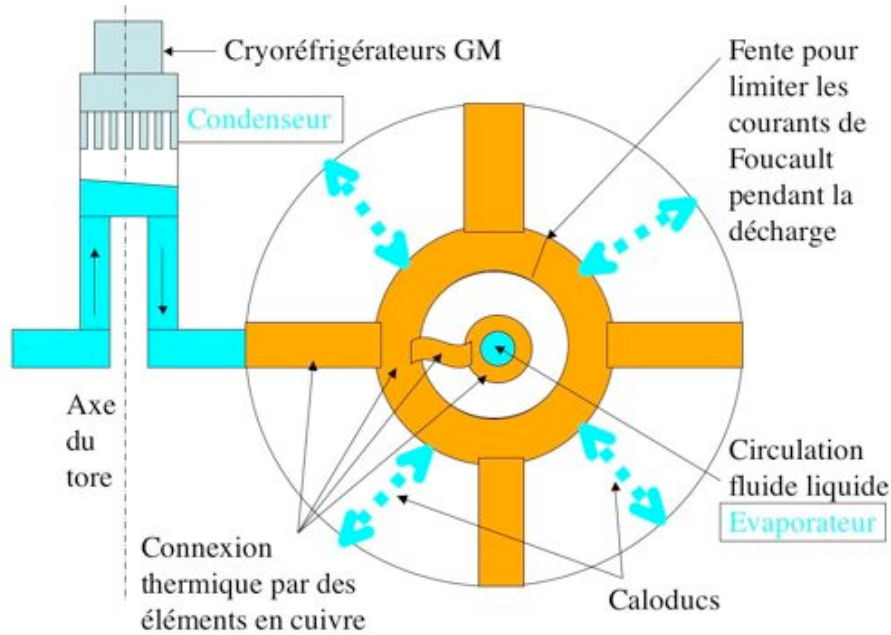


Figure 6-6 - Refroidissement des bobines unitaires du SMES 20 MJ

Nous avons calculé un thermosiphon utilisable avec les deux fluides cryogéniques. Ce dimensionnement a été réalisé en s'inspirant fortement d'un thermosiphon hydrogène réalisé au laboratoire SBT du CEA à Grenoble [PER03]. Le thermosiphon du SBT est constitué d'un réservoir extérieur de 10 litres, pour refroidir un corps de pompe à 20 K avec des pertes de 10 W. Le thermosiphon du SMES 20 MJ est constitué d'un réservoir extérieur de 30 litres. Lors du remplissage en fluide, la pression de chargement des 30,6 l du thermosiphon à 300 K est de 6 bars pour H<sub>2</sub> et de 10 bars pour Ne. Ceci permet d'avoir 150 mm de liquide dans les tubes d'alimentation entre le condenseur et l'évaporateur à la température nominale.

#### 6.4.5 Exemple de conducteur avec le Bi-2212

La température de fonctionnement supérieure à 20 K (cahier des charges) et la nécessité d'avoir un conducteur de section importante impose dans l'état actuel l'utilisation des fils ronds de Bi-2212. Ceux-ci sont en effet les seuls conducteurs à un stade de développement suffisamment avancé pour étudier leur utilisation dans un bobinage supraconducteur de cette taille. Les conducteurs déposés progressent également très rapidement et leur développement doit faire l'objet d'une veille afin d'étudier leur utilisation pour les SMES HTS.

Nous présentons un exemple de réalisation du conducteur qui utilise des fils ronds de Bi-2212 (cf. Figure 6-7) de diamètre 0,8 mm. En effet, ceux-ci permettent de réaliser un câblage avec un grand nombre de fils et donc un conducteur de section importante. De plus, la possibilité de torsader les fils pour obtenir un câble Rutherford permettra de limiter les pertes AC pendant la décharge. De façon à augmenter la surface de contact avec le drain thermique, nous choisissons un câblage Rutherford à double étage (cf. Figure 6-8), avec un premier étage de structure 6+1 (cf. Figure 6-7). Le pas de torsadage du deuxième étage devra être optimisé de façon à assurer un contact thermique régulier de

chacun des huit câbles 6+1 avec les drains thermiques de part et d'autre du bobinage. Les connexions électriques entre galettes nécessitent des développements. On peut imaginer par exemple réaliser des épissures et des soudures entre les longueurs.

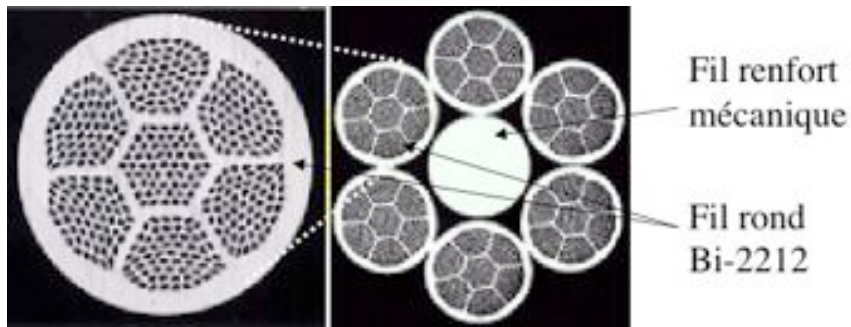


Figure 6-7 - Structure 6+1 (6 fils ronds Bi-2212 + 1 fil renfort mécanique) [MOT00]

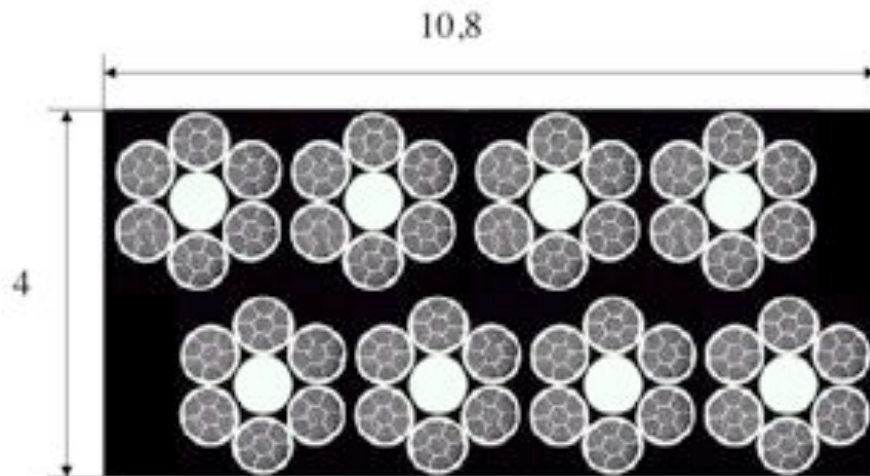


Figure 6-8 –Câble Rutherford à double étage du SMES 20 MJ (isolation Kapton)

Un câble de 15 m avec des dimensions similaires ( $4,25 \times 14,25 \text{ mm}^2$ ) a été réalisé par ailleurs [MOT00]. Le courant critique dépassait 10 kA à 4,2 K en champ propre. Les mesures [GHO04] réalisées sur des câbles Rutherford constitués de 30 fils de diamètre 0,8 mm ont des courants critiques de  $400 \text{ A/mm}^2$  à 4,2 K et 6 T. **Les performances considérées dans ce pré-dimensionnement sont donc réalistes, même si elles sont optimistes dans l'état actuel de développement des fils ronds Bi-2212.**

Les mesures de la littérature donnent des contraintes critiques de 240 MPa pour des câbles Rutherford Bi-2212 [MIN01]. **La contrainte de traction  $\sigma_\theta$  sur le conducteur n'est donc pas limitante pour cette bobine.**

Les mesures de la littérature donnent des contraintes critiques de compression de 50 MPa pour des câbles Rutherford Bi-2212 [DIE00]. **Les contraintes de compression  $\sigma_r$  et  $\sigma_z$  sur le conducteur ne sont donc pas limitante pour cette bobine.**

**Pertes**

Le champ électrique E s'exprime :

Équation 1 
$$E = E_C \left( \frac{|J|}{J_C} \right)^{n-1} \frac{J}{J_C}$$

avec  $E_C = 100 \mu V/m$  pour  $J = J_C$ , on prendra  $n=15$ .

**Les pertes P = E I du conducteur dépendent du fonctionnement du conducteur. Nous avons calculé les pertes pour un fonctionnement à  $I/I_C = 0,8$  dans tout le bobinage. C'est donc une borne supérieure puisque l'induction magnétique, et donc les pertes, diminuent avec le rayon.**

La bobine pré-dimensionnée utilise 16 x 8 galettes de 64 spires, soit 14080 m de conducteur au total. La densité de courant par fil  $J_{fil}$  sera donc de 150 A/mm<sup>2</sup> pour une induction magnétique maximale de 9 T.

Nous avons reporté dans le Tableau 43 les caractéristiques du SMES 20 MJ Bi-2212.

<b>SMES torique 20 MJ</b>	
Nombre de galettes	16 x 8
Nombre de spires par galette	64
Longueur de conducteur par galette (m)	110
Longueur totale de fils ronds (km)	676
Section du conducteur (mm <sup>2</sup> )	4 x 10,8
Diamètre des fils ronds Bi-2212 (mm)	0,8
Densité de courant des fils ronds (A/mm <sup>2</sup> )	150
Densité de courant du conducteur (A/mm <sup>2</sup> )	84
Densité de courant module (conducteur + drain thermique) (A/mm <sup>2</sup> )	43
Courant (A)	3630
Courant critique à 9 T (A)	4530
Pertes maximales (W)	180
Induction magnétique maximale (T)	9
Contrainte mécanique maximale sur le conducteur (MPa)	175

**Tableau 43 - Caractéristiques du bobinage du SMES 20 MJ Bi-2212**

L'Équation 7 nous dit que le rapport  $W_{MAG}/M$  entre l'énergie stockée  $W_{MAG}$  et la masse de l'aimant M ne doit pas dépasser l'énergie spécifique des matériaux utilisés. L'ordre de grandeur des aimants actuels est de 10 kJ/kg. Le système des aimants toroïdaux du tokamak ITER a une énergie magnétique de 41 GJ pour un poids total du système magnétique de 9000 tonnes [SAL06], soit 4,5 kJ/kg. Pour le SMES 20 MJ le rapport  $W_{MAG}/M$  est d'environ 3,7 kJ/kg si on considère une densité moyenne de l'aimant de 8000 kg/m<sup>3</sup> pour un aimant dont le conducteur représente la moitié du volume.

**Coût**

Le coût d'un cryoréfrigérateur AL330 est fixé à 40 k€ pour une puissance de 20 W à 15 K pour l'utilisation de H<sub>2</sub> et 60 W à 25 K pour l'utilisation de Ne.

Dans le Tableau 44 suivant, nous avons rassemblé les caractéristiques propres aux deux refroidissements considérés afin de comparer les deux fluides.

<b>Comparaison refroidissement H2 ou Ne</b>	H2	Ne
Température de régulation du condenseur (K)	15	25
Température de fonctionnement du conducteur (K)	20	30
Coût fluide (€/m <sup>3</sup> )	Cf. Remarque ci-dessous	100
Nombre de cryoréfrigérateurs AL 330 (40 k€)	9	3
Coût fil rond Bi-2212 (Ic à 9T) (€/kA/m)	25	30
Coût total supraconducteur + cryoréfrigérateurs (k€)	1944	2021

**Tableau 44 – Comparaison des refroidissements H2 et Ne (Remarque :l'hydrogène présente un risque d'inflammabilité qui a un coût en termes d'installations : événements sur l'extérieur, appareillage anti-déflagrant)**

Le coût total est donc légèrement inférieur en utilisant l'hydrogène. Cependant, la forte réactivité de l'hydrogène à l'air peut être déterminante pour une application militaire.

**6.4.6 Conclusions**

Nous avons pré-dimensionné un SMES torique qui permet de stocker 20 MJ avec un écrantage magnétique du bobinage. Le refroidissement utilise des drains thermiques qui occupent la moitié du volume des bobines, comme pour le SMES 800 kJ.

Le conducteur, le bobinage et la cryogénie ont été pré-dimensionnés en prenant des hypothèses fortes. Un dimensionnement précis du SMES nécessite de détailler les calculs.

Les développements nécessaires pour la réalisation du SMES 20 MJ sont

- ❖ les caloducs et des thermosiphons hydrogène ou néon
- ❖ les conducteurs HTS
  - les fils ronds Bi-2212 sont aujourd'hui au stade pré-industriel et des efforts conséquents devront être effectués pour produire les 676 Kms de fils ronds Bi-2212 nécessaires à la réalisation du SMES 20MJ
  - les conducteurs déposés YBaCuO pourraient être des bons candidats dans les années à venir

## CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

L'objectif de ce travail était de contribuer au développement des bobinages supraconducteurs à haute température de stockage d'énergie appelés SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage) HTS (High Temperature Superconductors). Ce travail s'est déroulé dans le cadre d'un contrat de la DGA (Délégation Générale pour l'Armement) avec la société Nexans, qui m'a employé pendant trois ans à travers un contrat CIFRE. Nexans fabrique à Jeumont le ruban supraconducteur PIT Bi-2212 utilisé pour le bobinage. Mon activité principale était localisée à Grenoble dans un laboratoire du CNRS : le CRTBT (Centre de Recherche sur les Très Basses Températures) en étroite collaboration avec le bureau d'études du CNRS, le SERAS (Service Etudes et de Réalisation d'Appareillages Scientifiques), et dans une moindre mesure au LEG (Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble). Ces trois années ont été consacrées à la conception du SMES 800 kJ, à la réalisation et aux essais des premières galettes qui constituent le bobinage.

### CONCEPTION

La conception électromagnétique avec le logiciel FLUX a permis de réaliser une optimisation de la géométrie du bobinage. En particulier, nous avons adapté le conducteur, en utilisant 3 ou 4 rubans supraconducteurs co-étamés, selon le niveau d'induction magnétique.

Cette conception a nécessité une caractérisation du conducteur :

- ❖ Mesures du courant critique des rubans sous champ magnétique au CRETA (Consortium de Recherches pour l'Emergence de Technologies Avancées) et au LCMI (Laboratoire des Champs Magnétiques Intenses) du CNRS à Grenoble
- ❖ Mesures de courant critique des rubans sous contraintes de compression dans l'azote liquide au CRETA

La conception de la cryogénie du bobinage a demandé d'imaginer et de dimensionner des drains thermiques adaptés aux contraintes du SMES impulsif. Cette étude a été réalisée en étroite collaboration avec le SERAS. Le logiciel FLUX a permis de dimensionner les drains thermiques en cuivre pendant deux phases de fonctionnement :

- ❖ En régime permanent au courant nominal de façon à minimiser les écarts de température entre la source froide (cryoréfrigérateur) et le point le plus chaud du bobinage
- ❖ En régime transitoire pendant la décharge de façon à minimiser l'énergie dissipée par courants de Foucault dans les drains thermiques

En particulier :

- ❖ Les mesures d'une interface thermique à haute tenue diélectrique ont permis de développer un modèle numérique des disques qui a été validé en partie lors des essais sur une maquette
- ❖ Les mesures et la modélisation numérique des connexions entre galettes ont permis de les dimensionner pour remplir le cahier des charges

## CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

### ETUDE EXPERIMENTALE

Les dispositifs expérimentaux réalisés au CRTBT ont permis d'effectuer des mesures à 20 K avec un cryoréfrigérateur. D'abord, nous avons mesuré les résistances thermiques des interfaces solides. En particulier, nous avons développé une interface HT (Haute Tension) qui permet d'assurer une haute tenue diélectrique ( $> 5$  kV) et d'assurer la thermalisation du bobinage. De plus, nous avons réalisé une maquette qui a qualifié les solutions retenues pour la cryogénie. Ces derniers essais ont également permis de mettre en évidence les points délicats comme la thermalisation des amenées de courant et la reprise des efforts au niveau des amenées de courant.

### CONDUCTEUR

Le conducteur développé à l'usine de Jeumont de Nexans est un composite de céramique BiSrCaCuO (Bi-2212) sous forme de multi-filaments dans une matrice d'Ag et une gaine d'Ag-Mg. Plusieurs rubans sont co-étamés, puis assemblés avec un ruban d'inox et enfin enveloppés par un ruban de Kapton. Le procédé permet de réaliser un conducteur aux performances ajustables en fonction de sa localisation dans le bobinage.

### SMES 800 kJ

Les dix premières galettes ont été bobinées et testées au CRTBT. Les tests dans le cryostat définitif ont permis de valider la cryogénie du SMES et de qualifier 80 % des dix galettes avec un courant à 300 A, inférieur au courant nominal de 315 A.

Au cours de ma thèse, le premier objectif a été de respecter le planning du contrat DGA. Le retard accumulé n'a pas permis de finir les essais prévus initialement au second semestre 2005, ce qui a laissé une place plus grande à la conception cryogénique.

### EXTRAPOLATION SMES 20 MJ

J'ai finalement réalisé un pré-dimensionnement de SMES 20 MJ qui correspond aux niveaux d'énergie intéressants pour la DGA. Le SMES 800 kJ correspond à une étape technologique.

Des contraintes supplémentaires ont été prises en compte par rapport au SMES 800 kJ :

- ❖ Ecrantage du bobinage de façon à améliorer la furtivité du SMES et à assurer une meilleure compatibilité électromagnétique pour une application embarquée
- ❖ Masse réduite de façon à améliorer la densité massique d'énergie stockée

Ces contraintes m'ont amené à pré-dimensionner un bobinage torique réalisé à partir de galettes. La cryogénie est assurée par un thermosiphon hydrogène ou néon refroidi par des cryoréfrigérateurs. Les drains thermiques entre les galettes sont composés de cuivre et de caloducs hydrogène et néon. La solution hydrogène est la plus économique mais son inflammabilité engendre des contraintes d'utilisation. Un bon candidat pour le conducteur est un câble Rutherford à deux

## CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

étages, le premier étage étant un assemblage 6+1 de 6 fils ronds Bi-2212 et 1 fil en renfort mécanique. Les conducteurs déposés YBaCuO pourront être également de très bons candidats.

### PERSPECTIVES

Ce projet de SMES 800 kJ à 20K (500 kJ utile) est à la croisée de plusieurs technologies de pointe. Trois domaines d'expertise ont travaillé de concert pour réaliser cet objet : le fabricant de fils supraconducteurs, l'électrotechnicien et le cryogéniste.

Les points marquants de ce projet sont :

- ❖ L'obtention des performances requises des conducteurs Argent / Bi-2212 à haute température critique sur une production de près de 40 km de ruban
- ❖ Un design de SMES modulaire intégrant toutes les difficultés
  - non seulement liées à la production des rubans supraconducteurs
  - mais aussi au refroidissement à 20K par conduction (sans liquide cryogénique)
  - et à la tenue diélectrique lors d'une décharge

Chaque élément du SMES développé lors de ce projet a fait l'objet d'une préqualification électrique, mécanique et thermique pour s'assurer qu'il réponde aux spécifications avant d'être intégré, notamment les trois types de conducteurs basés sur des rubans PIT Bi-2212 produits à Nexans Jeumont.

Les galettes complémentaires du SMES 800 kJ sont en cours de réalisation. Les essais du bobinage complet permettront de mesurer les écarts par rapport à la modélisation.

Des développements seraient intéressants et souhaitables pour les SMES HTS :

- ❖ Modélisation :
  - Etude de la répartition des potentiels dans les drains thermiques pendant la décharge
  - Modèle électromagnétique : utilisation de l'outil GOT (Global Optimization Tool) développé au LEG. Cet outil pilote FLUX pour réaliser une optimisation numérique de type éléments finis par surface de réponse
  - Modèle thermique des drains en cuivre : cuivre avec une conductivité dépendante de la température et de l'induction magnétique, bobines non maillées pour simuler l'induction magnétique du SMES
- ❖ Conducteur :
  - Caractérisation : dispositifs [MBA05] de mesures des performances de transport dans des larges gammes de  $I_c$ , à des températures cryogéniques variables, sous induction magnétique, sous contraintes mécaniques, avec des essais en fatigue sous spectre de contraintes reproduisant le fonctionnement de l'application, et enfin sur des grandes longueurs pour permettre le transfert du courant et mesurer l'homogénéité de conducteur sur la longueur.
  - Développement de câbles biétagés Rutherford/6+1 de fils ronds Bi-2212
  - Développement des conducteurs déposés YBaCuO
- ❖ Cryogénie : développement de thermosiphons et de caloducs hydrogène et néon

# BIBLIOGRAPHIE

- 
- [ONN11] H.K Onnes, "Further experiments with liquid helium", Communication from the Physical Laboratory of the University of Leiden (1911)
- [MOC05] P. Mocaer, G. Grunblatt, C. Verwaerde, C. Kohler « A success story: LHC cable production at ALSTOM-MSA » IEEE Trans. Appl. Supercond. June 2005; 15(2) pt.3: 3516-19
- [ULB05] A. Ulbricht, J.L. Duchateau et al. « ITER toroidal field magnet » Fusion Engineering and Design 73 (2005) 189–327
- [MAS03] Masur L.J. et al. « The Status of Commercial and Developmental HTS wires » Physica-C. Oct. 2003; 392-396 pt. 2: 989-97
- [HEL05] E. Hellstrom, Y. Yuan, J Jiang, X .Y. Cai, D. C. Larbalestier and Y. Huang « Review of overpressure processing Ag-sheathed (Bi, Pb)<sub>2</sub>Sr<sub>2</sub>Ca<sub>2</sub>Cu<sub>3</sub>O<sub>x</sub> wire » Supercond. Sci. Technol. 18 (2005) S325–S331
- [VYS04] V.S. Vysotsky, A.L. Rakhmanov, Yu. Ilyin « Influences of voltage–current characteristic difference on quench development in low-T<sub>c</sub> and high-T<sub>c</sub> superconducting devices (Review) » Physica C 401 (2004) 57–65
- [ROM04] V.R. Romanovskii et al. « Current sharing effect on the current instability and allowable temperature rise of composite HTC superconductors » Physica C 416 (2004) 126–136
- [SH05] Shiohara Y., Aoki Y. « Activity of R&D for coated conductors in Japan » Physica-C. 1 Oct. 2005; 426-431: 1-7
- [STR74] T.R. Strowbridge « Cryogenic refrigerators – An updated survey » NBS report NO. NBS TN-655, 1974
- [HER00] P F Herrmann « Long length PIT conductors realized by rectangular deformation route » Supercond. Sci. Technol. 13 (2000) 477–482.
- [TIX97] P. Tixador et H. Daffix « Conceptual design of an electrical machine with both low and high T<sub>c</sub> superconductors » IEEE Trans. Appl. Supercond. Dec. 1997; 7(4): 3858-65
- [KAL03] S. Kalsi et al. « Superconducting Dynamic Synchronous Condenser For Improved Grid Voltage Support » 2003 IEEE T&D Conference, Dallas, Texas



## BIBLIOGRAPHIE

---

- [OSW05] B Oswald et al. « Reluctance motors with bulk HTS material » *Supercond. Sci. Technol.* 18 (2005) S24–S29
- [MAG05] J.F. Maguire et al. « Development and demonstration of a long length HTS cable to operate in the long island power authority transmission grid » *IEEE Trans. Appl. Supercond.* June 2005; 15(2) pt. 2: 1787-92
- [POR02] L. Porcar et al. « Current limitation with bulk YBaCuO meanders » *Physica-C.* 1 Aug. 2002; 372-376 pt. 3: 1639-42
- [BOC04] J. Bock « Development and successful testing of MCP BSCCO-2212 components for a 10 MVA resistive superconducting fault current limiter » *Superconductor Science & Technology.* May 2004; 17(5): S122-6
- [KIT05] M.Kita et al « Rotation loss reduction of superconducting magnetic bearings by stacking and rearranging the shape of the bulks » *Physica-C.* 1 Oct. 2005; 426-431: 821-5
- [FER69] Ferrier M. « Energy storage in a superconducting winding » *Low-temperatures-and-electric-power.* 1969 : 425-32 *Internat. Inst. Refrigeration, Paris, France*
- [FLO99] E. Floch, « Conception d'un transformateur impulsif supraconducteur / Modélisation de la transition / Validations », Thèse de l'Université de Franche-Comté soutenue le 31 mai 1999
- [PAR95] G.J. Parker, T.R. Abel « United States Air Force Micro-Superconducting Magnetic Energy Storage Technology Insertion Program » *Proceedings of the 1995 Power Quality Conference*, pp 541-539, Bremen, November 1995
- [HAY99] H Hayashi et al. « Results of tests on components and the system of 1 kWh/1 MW module-type SMES » *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, June 1999; 9(2) pt. 1: 313-17
- [JIA03] X. Jiang et al. « Development of a solenoidal HTS coil cooled by liquid or gas helium » *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, no. 2, June 2003
- [TAO04] Taozhen Dai, Zeyang Fan, Jingdong Li, Yuejin Tang, Shijie Cheng, Yuan Pan, Jingrong Wang « Design study on 50 kJ HTS SMES for simulated dynamic experiment of electric power systems » *Physica C* 412–414 (2004) 1239–1243
- [KIM05] J.H. Kim et al. « Characteristic Test of HTS Pancake Coil Modules for Small-Sized SMES » *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, no. 2, June 2005

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [KRE03] R. Kreutz et al. « Design of a 150 kJ HTc SMES (HSMES) for 20 kVA Uninterruptible Power Supply System » IEEE Trans. Appl. Supercond. Vol.13, no.2, June 2003
- [SHI05] Koji Shikimachi, Hiromi Moriguchi, Naoki Hirano, Shigeo Nagaya, Toshinobu Ito, Junji Inagaki, Satoshi Hanai, Masahiko Takahashi, and Tsutomu Kurusu « Development of MVA Class HTS SMES System for Bridging Instantaneous Voltage Dips » IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 15, No. 2, June 2005 pp. 1931-1934
- [ICH05] A. Ichinose et al. « Research and developement of High-Tc SMES » IEEE Trans. Appl. Supercond., vol. 15, no. 2, june 2005
- [NET98] Netter,-D. ;Leveque,-J. ;Rezzoug,-A. ;Caron,-J.--P. ;Sargos,-F.-M. « Theoretical studies and experimental results of a SMES used in a pulsed current supply » IEEE Trans. Appl. Supercond. March 1998; 8(1): 7-13
- [VAL03] J.C. Vallier « Communication Privée », 10/04/2003
- [MAR81] J. Marty « Contribution à l'étude et à la réalisation d'un aimant supraconducteur destiné à produire 20 Tesla » Thèse présentée à Grenoble, Soutenue le 30 Novembre 1981
- [HUL91] J.R. Hull, S. M. Schoenung, D. N. Palmer and M.K. Davis "Design and fabrication issues for small-scales SMES" Invited paper, CB-1, Cryogenic engineering conference, Huntsville, Alabama, June 11-14, 1991
- [TRA05] T.V. Tran « Optimisation d'un SMES » Stage Master Recherche CNRS/CRTBT-LEG
- [SHI05] Koji Shikimachi, Hiromi Moriguchi, Naoki Hirano, Shigeo Nagaya, Toshinobu Ito, Junji Inagaki, Satoshi Hanai, Masahiko Takahashi, and Tsutomu Kurusu « Development of MVA Class HTS SMES System for Bridging Instantaneous Voltage Dips » IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 15, No. 2, June 2005 pp. 1931-1934
- [VED03] P. Védrine (CEA-Saclay) « Communication privée », 29 Sept. 2003
- [KAL02] T. Kalliohaka, A. Korpela, J. Lehtonen, and R. Mikkonen « Cryogenics of a Conduction-Cooled Nb<sub>3</sub>Sn SMES » IEEE Trans. On Applied Superconductivity, Vol. 12, no. 1, March 2002
- [MAR02] M. Mariani, M. Ariante, A. Matrone, E. Petrillo, R. Quarantiello, F. Barberis, L. Martini, C. Pincella, G. Canepa, P. Ferrari, L. Ottonello, and F. Vivaldi « Cryocooler Cooled HTS Current Leads for a 1 MJ/1MW-Class SMES System » IEEE Trans. On Applied Superconductivity, Vol. 12, no. 1, March 2002 1293-1296

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [MAR04] B. Marland , D. Bugby, C. Stouffer « Development and testing of an advanced cryogenic thermal switch and cryogenic thermal switch test bed » *Cryogenics* 44 (2004) 413-420
- [SHI05] Koji Shikimachi, Hiromi Moriguchi, Naoki Hirano, Shigeo Nagaya, Toshinobu Ito, Junji Inagaki, Satoshi Hanai, Masahiko Takahashi, and Tsutomu Kurusu « Development of MVA Class HTS SMES System for Bridging Instantaneous Voltage Dips » *IEEE Transactions On Applied Superconductivity*, Vol. 15, no. 2, June 2005 pp. 1931-1934
- [BOC04] J. Bock, F. Breuer, H. Walter « High Temperature Superconducting Bulk Parts for Current Leads» *Materials for Superconductor Technology - NEXANS - Issue 13* (November 2004)
- [GU05] C. Gu, C. Zhuang, T.M. Qu, Z. Han « Voltage–current property of two HTS tapes connected by ordinary Sn–Pb solder » *Physica C* 426–431 (2005) pp. 1385–1389
- [TAN01] K. Tanaka, A. Ninomiya, T. Ishigohka, K. Kurahashi « Measurement of Joint Resistance of Bi-2223/Ag Tapes using One-turn Shorted Coil » *IEEE Trans. On Applied Superconductivity*, Vol. 11 no. 1, March 2001 pp. 3002-3005
- [LEE03] H. Lee, J. Bascuñán, and Y. Iwasa « A High-Temperature Superconducting Double-Pancake Insert for an NMR Magnet » *IEEE Trans. On Applied Superconductivity*, Vol. 13, no. 2, June 2003 pp. 1546-1549
- [FEV73] A. Fevrier, D. Morize « The effect of magnetic field on the thermal conductivity and electrical resistivity of different materials » *Cryogenics*-. Oct. 1973; 13(10): 603-6
- [FIC72] F. R. Fickett « Magnetoresistivity of copper and aluminium at cryogenic temperatures » *Proceedings MT4* (1972) pp 539-541
- [OKA90] T. Okamoto « Electrical resistance of screw-fastened thermal joints for ultra-low temperatures » *Rev. Sci. Instrum.* 61(4), April 1990 pp. 1332-1334
- [SOH03] M. H. Sohn, S. W. Kim, S. K. Baik, Y. S. Jo, M. G. Seo, E. Y. Lee, and Y. K. Kwon « Joint Resistances Between Two Parallel High Tc Superconducting Tapes » *IEEE Transactions On Applied Superconductivity*, Vol. 13, no. 2, June 2003 1764-1767
- [REY02] C. M. Rey, W. C. Hoffman, Jr., K. Cantrell, Y. M. Eyssa, S. W. VanSciver, D. Richards, and J. Boehm « Design and Fabrication of an HTS Reciprocating Magnetic Separator » *IEEE Transactions On Applied Superconductivity*, Vol. 12, no. 1, March 2002 pp. 971-974

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [ONO02] M. Ono et al. « Testing of a Cryocooler-Cooled HTS Magnet with Silver-Sheathed Bi2223 Tapes for Silicon Single-Crystal Growth Applications » IEEE Transactions On Applied Superconductivity, Vol. 12, no. 1, March 2002 pp. 984-987
- [GME99] Gmelin E, Asen-Palmer M, Reuther M, and Villar R « Thermal boundary resistance of mechanical contacts between solids at sub-ambient temperatures » 1999 J. Phys. D: Appl. Phys. 32 R19-43
- [KAT02] B. ten Haken, J-J Rabbers et H. H.J. ten Kate « Magnetization and AC loss in a superconductor with an elliptical cross-section and arbitrary aspect ratio » Physica C, Vol. 377 (2002) , pp. 156-164
- [BEA62] C.P. Bean « Magnetization of Hard Superconductors » Phys. Rev. Lett 8 (1962) 250
- [LOC69] J.M. Lock "Optimization of a current lead into a cryostat" Cryogenics pp 438-442 December 1969
- [GAN01] P. Gandit CRTBT-CNRS « Cours de thermométrie - Initiation à la cryogénie 2001 »
- [BRO96] F. Broggi and L. Rossi « Test of an apparatus for thermal conductivity measurements of superconducting coil blocks and materials at cryogenic temperatures » Rev. Sci. Instrum. 67 (9), September 1996 3193-3200
- [BEN99] D.J. Benford, T.J. Powers, S.H. Moseley « Thermal conductivity of Kapton tape » Cryogenics 39 (1999) pp. 93-95
- [ZHA99] L. Zhao, P.E. Phelan « Thermal contact conductance across filled polyimide films at cryogenic temperatures » Cryogenics 39 (1999) pp. 803-809
- [BAL99] C. Balle et al. « Influence of thermal cycling on cryogenic thermometers » LHC Project Report 321 - CEC-ICMC'99
- [DON01] G. Donnier-Valentin « Contributions à l'étude des transformateurs supraconducteurs et pertes AC » Thèse INPG soutenue le 6 Septembre 2001
- [FLA03] Flahaut,-E. ;Bourgault,-D. ;Bruzek,-C.-E. ;Rikel,-M.-O. ;Herrmann,-P. ;Soubeyroux,-J.-L. ;Tournier,-R « Dynamic heat treatment of BSCCO-2212 tapes with homogeneous properties and high critical current density » IEEE Transactions on Applied Superconductivity. June 2003; 13(2) pt. 3: 3034-7
- [BRU04] C.E. Bruzek, N. Lallouet « Conducteur composite a brins multifilamentaires supraconducteurs » Brevet d'invention n° 2874451 – INPI - 2004

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [BOU04] D. Bourgault, E. Flahaut, A. Antonevici, R. Tournier, J.L. Soubeyroux, N. Lallouet, C.E. Bruzek "Influence of filament thickness, thermal process and magnetic field on misalignment angles in multifilament Bi2212 tapes" *Cryogenics* 44 (2004) 681–686
- [STA03] S. Stavrev, B. Dutoit, P. Lombard "Numerical modelling and AC losses of multifilamentary Bi-2223/Ag conductors with various geometry and filament arrangement" *Physica-C* 15 Jan. 2003 384(1-2) 19-31
- [BRU05] C.E. Bruzek « Introduction aux fils & rubans BSCCO » Ecole Conducteurs Supraconducteurs - Archamps 19-21 octobre 2005
- [OH04] S S Oh, D W Ha, H S Ha, C Park, Y K Kwon, K S Ryu and H S Shin « Influence of transverse compressive stress on  $I_c$  degradation of Ag alloy sheathed Bi-2223 tapes » *Supercond. Sci. Technol.* 17 (2004) 130–134
- [BRA00] S.L. Bray, J.W. Ekin, C.C. Clickner and L.J. Masur « Transverse compressive stress effects on the critical current of Bi-2223/Ag tapes reinforced with pure Ag and oxide-dispersion-strengthened Ag » *Journal of Applied Physics*, Vol. 88, No. 2, pp.1178-1180 15 July 2000
- [TIX05] P Tixador; B Bellin; M Deleglise; JC Vallier; CE Bruzek; S Pavard; JM Saugrain « Design of a 800 kJ HTS SMES » *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*. June 2005; 15(2): 1907-10
- [ARP77] V. Arp « Stresses in superconducting solenoids » *Journal of Applied Physics*, vol. 48, no. 5, 1977 pp. 2026-2036
- [WIL87] M.N. Wilson « Superconducting Magnets » OXFORD University Press, Mar 1987, p.44
- [OH04] S S Oh, D W Ha, H S Ha, C Park, Y K Kwon, K S Ryu and H S Shin « Influence of transverse compressive stress on  $I_c$  degradation of Ag alloy sheathed Bi-2223 tapes » *Supercond. Sci. Technol.* 17 (2004) 130–134
- [BRA00] S.L. Bray, J.W. Ekin, C.C. Clickner and L.J. Masur « Transverse compressive stress effects on the critical current of Bi-2223/Ag tapes reinforced with pure Ag and oxide-dispersion-strengthened Ag » *Journal of Applied Physics*, Vol. 88, No. 2, pp.1178-1180 15 July 2000
- [HAW87] D.G. Hawsworth et al. « Considerations in the Design of MRI Magnets with Reduced Stray Fields » *IEEE Trans Mag* vol 23 no 2 March 1987
- [KIM01] J. Kim et al. « Design of 200 kJ HTS SMES System » *MT-17* (2001)

## BIBLIOGRAPHIE

---

- [LIE95] D. Lieurance et al., C. Luongo « Design and Cost Studies for Small Scale Superconducting Magnetic Energy Storage (SMES) Systems » IEEE Trans ASC vol 5 no 2 1995
- [TAK01] N. Takorabet, B. Laporte « Optimisation de l'écrantage actif d'un SMES » Revue Internationale du Génie Electrique février 2001, volume 4, pp 65-75
- [SCH95] G. Schönwetter et J. Gerhold « Design of SMES with Reduced Stray Field » IEEE Trans ASC vol 5 no 2 1995
- [NAK01] T. Nakano, T. Yamanaka, M. Minami, S. Akita, H. Kasahara and H. Sakaguchi « The research and development of superconducting magnetic energy storage system: Parameter survey for high temperature superconducting 15 kW h SMES » Physica C: Superconductivity Volumes 357-360, Part 2, (August 2001) *Pages 1315-1318*
- [DUC00] J.L. Duchateau « La fusion par confinement magnétique et la supraconductivité » Revue Générale du Froid no 1008 Novembre 2000 pages 25-28
- [PER03] J.P. Perin - Communication privée – 19 décembre 2003
- [MOT00] L.R. Motowidlo et al. « Development of Bi-2212 Rutherford cable » Physica C 341-348 (2000) 2539-2543
- [GHO04] Arup K. Ghosh « V-I Transition and n-value of multifilamentary LTS and HTS wires and cables » Physica C 401 (2004) 15-21
- [MIN01] M. Minami et al. « Research and development of superconducting magnetic energy storage system / Influence of mechanical properties of Bi-2212/Ag Rutherford cable to its critical current » Physica C 357-360 (2001) 1323-1326
- [DIE00] D. R. Dietderich, T. Hasegawa, Y. Aoki et R. M. Scanlan « Critical Current Variation of Rutherford Cable of Bi-2212 in High Magnetic Fields with Transverse Stress » Physica C 341-348 (2000) 2599-2600
- [SAL06] E Salpietro « Status of the ITER magnets » Supercond. Sci. Technol. 19 (2006) S84-S89
- [MBA05] A. L. Mbaruku, U. P. Trociewitz, and J. Schwartz « Development of a Low-Temperature Electro-Mechanical Testing Device » IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 15, no. 2, June 2005 pp. 3620-3623

## ANNEXE

### Résumé du travail de stage MASTER 2 RECHERCHE de TRAN T. V.

L'optimisation analytique consiste dans un premier temps à développer un modèle analytique et à exprimer l'inductance à partir des travaux de K. Venkataratnam et al. « Optimum Design of Superconducting Magnet Coil for a Micro SMES Unit » IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 9, no. 2, June 1999 et l'induction magnétique à partir des travaux de Z.X. Feng « Optimization of superconducting solenoid coil » IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 24, no. 2, March 1988. Ensuite, les outils développées au LEG sont utilisés pour l'optimisation. Enfin les résultats sont contrôlés avec une simulation dans FLUX 2D. L'optimisation numérique utilise un outil développé également par le LEG : le GOT (Global Optimization Tool), qui pilote FLUX 3D pour réaliser une optimisation du type éléments finis par surface de réponse.

On a regroupé dans le Tableau ci-dessous les principaux résultats. Cependant, il existe des limites à cette étude. D'une part, le rayon intérieur considéré est inférieur aux 150 mm que nous avons retenus pour le SMES 800 kJ. D'autre part, les performances (densités de courant et inductions maximales) considérées sont élevées par rapport à celles des rubans disponibles. Enfin, la durée du développement du modèle numérique (2 jours) est optimiste étant donné que l'étudiant a effectué ce travail après avoir développé le modèle analytique, ce qui lui a permis d'être plus efficace.

Dimensions de la bobine	Hauteur (mm)	Rayon intérieur (mm)	Epaisseur (mm)	Volume de supraconducteur (dm <sup>3</sup> )
Analytique	13,6	42,24	502,39	12,6
Numérique	12,52	41,64	506,70	11,73
Caractéristiques électromagnétiques	Induction sur l'axe (T)	Induction maximale (T)	Energie stockée (kJ)	Densité de courant (A/mm <sup>2</sup> )
Analytique	6,45	8	800	295,95
Numérique	6,13	7,95	799,94	303,07
Paramètres de l'optimisation	Durée du calcul (s)		Durée du développement du modèle (jours)	
Analytique	0,2		60	
Numérique	3600		2	

**Tableau – Optimisation analytique et numérique d'un SMES de 800 kJ**

Les deux approches considérées mettent en évidence le coût de chaque modélisation. La modélisation analytique nécessite 2 mois de développement alors que la modélisation numérique est beaucoup plus rapide. De plus le modèle analytique n'a pas pris en compte l'induction transversale qui est une contrainte forte du dimensionnement. Le modèle numérique permet d'étudier un spectre plus large de géométries.

# RESUME

Dans le contexte d'un contrat de la Délégation Générale pour l'Armement (DGA) avec la société Nexans, le CRTBT-CNRS a développé une bobine supraconductrice de stockage d'énergie, ou SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage), avec des rubans PIT Bi-2212 pour un fonctionnement à 20 K. L'utilisation d'un bobinage supraconducteur permet de stocker l'énergie électrique sous forme magnétique sans conversion d'énergie, ceci pendant des temps très longs. Le bobinage stocke 800 kJ à décharger en 1 s pour atteindre une puissance de 500 kW sur la charge, ce qui génère une tension maximale de 5 kV.

La cryogénie est réalisée avec des pièces en cuivre qui relient les cryoréfrigérateurs et le bobinage, avec une différence de température de 2 K au maximum. L'interface HT (Haute Tension) entre les drains et le bobinage a une tenue diélectrique de 5 kV et permet de refroidir efficacement les amenées de courant et les 26 galettes, soit 40 km de ruban. L'énergie dissipée dans le cuivre et le bobinage pendant la décharge représente 1 % de l'énergie stockée.

Des mesures thermiques à 20 K ont été réalisées sur des échantillons pour mesurer l'interface HT par exemple, puis sur un bobinage de dimensions réduites pour valider les solutions retenues. Le procédé de co-étamage des rubans supraconducteurs développés par Nexans permet d'adapter la géométrie du conducteur à sa situation dans le bobinage. Les essais des dix premières galettes bobinées a validé la cryogénie développée.

L'étude d'extrapolation pour un SMES de 20 MJ présente une géométrie torique adaptée à un refroidissement par thermosiphon avec un câble bi-étagé Rutherford / 6+1 en fils ronds de Bi-2212.

**MOTS CLES** : Supraconducteurs HTC, PIT Bi-2212, Bobine supraconductrice, SMES, Cryogénie, Stockage d'énergie, conduction solide, cryoréfrigérateur

---

### Abstract

In the context of a DGA (Délégation Générale pour l'Armement) contract with the company Nexans, the CRTBT-CNRS developed a superconductive winding for the storage of energy, or SMES (Superconducting Magnetic Energy Storage), with Bi-2212 PIT tapes operated at 20 K. The use of a superconductive winding makes possible to store the electric power in magnetic form without energy conversion and for very long times. Winding stores 800 kJ to be discharged in 1 s to reach a power of 500 kW on the load, which generates a maximum tension of 5 kV.

Cryogenics is carried out with copper parts which connect the cryocoolers and winding, with a maximum temperature difference of 2 K. The HT (High Voltage) interface between the drains and winding has a dielectric strength of 5 kV which makes possible to effectively cool the current leads and the 26 pancakes, made of 40 km of conductor. The dissipated energy in the copper and winding during the discharge is 1 % of stored energy.

Thermal measurements at 20 K were carried out on samples to measure HT interface for example, then on a winding of reduced size to validate the adopted solutions. The soldering process of the superconductive tapes developed by Nexans makes it possible to adapt the geometry of the conductor to its situation in winding. The tests of the first ten pancakes validate developed cryogenics.

The study of extrapolation for a 20 MJ SMES present finally a toroidal geometry adapted to a cooling by thermosiphon with a two-stage cable Rutherford/6+1 made of Bi-2212 round wire.

**KEYWORDS** : HTS superconductors, PIT Bi-2212, Superconducting coil, SMES, Cryogenics, Energy storage, solid conduction, cryocooler



## BIBLIOGRAPHIE

---