



HAL
open science

Conception d'un aimant supraconducteur MgB à hauts champs

Julien Avronsart

► **To cite this version:**

Julien Avronsart. Conception d'un aimant supraconducteur MgB à hauts champs. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. Université Paris Saclay (COMUE), 2019. Français. NNT : 2019SACLS292 . tel-02406762

HAL Id: tel-02406762

<https://theses.hal.science/tel-02406762>

Submitted on 12 Dec 2019

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.

Conception d'un aimant supraconducteur MgB_2 à hauts champs

Thèse de doctorat de l'Université Paris-Saclay
préparée à l'Université Paris-Sud et au Commissariat à l'Énergie Atomique et aux
Énergies alternatives (CEA) de Saclay

Ecole doctorale n°575 Physique et ingénierie : électrons, photons, sciences du
vivant (EOBE)
Spécialité de doctorat : Physique

Thèse présentée et soutenue à Saclay, le 9 octobre 2019, par

JULIEN AVRONSART

Composition du Jury :

Véronique Aubin Professeure, Centrale Supélec (MSSMat)	Présidente
Bruno Douine Professeur, Université de Lorraine (GREEN)	Rapporteur
Carmine Senatore Professeur, Université de Genève (DQMP)	Rapporteur
Jean-Michel Rey Docteur ingénieur, Société Posithôt	Examineur
Frédéric Bouillault Professeur, Université Paris-Sud (Geeps)	Directeur de thèse
Christophe Berriaud Docteur Ingénieur, CEA (DACM)	Encadrant
Loïc Queval Maître de conférence, Centrale Supélec (GeePs)	Invité
Frédéric Forest Ingénieur, Société SigmaPhi	Invité

*À ma mère Anne,
et ma sœur, Juliette*

Remerciements

La thèse est une belle aventure dans laquelle on n'est jamais vraiment seul. Je tiens tout particulièrement à remercier très chaleureusement mon encadrant, Christophe BERRIAUD au contact duquel j'ai beaucoup appris durant ces trois années, merci pour ton aide, tes conseils et ta patience. Je te remercie de m'avoir fait confiance et proposé de travailler sur ce projet passionnant au CEA. J'aimerais également remercier Frédéric BOUILLAULT d'avoir accepté de diriger cette thèse, sa dernière avant la retraite, je lui souhaite donc une bonne et heureuse retraite. J'aimerais également remercier l'ensemble du jury de thèse et en particulier mes deux rapporteurs Bruno DOUINE et Carmine SENATORE pour la relecture attentive de ce manuscrit de thèse pendant les vacances et par épisode.

Je remercie Jean-Michel RIFFLET de m'avoir embauché au sein du LEAS et Lionel QUETTIER d'avoir mis un point d'honneur à soutenir le projet de thèse, en apportant tout le soutien humain et matériel afin d'arriver à ce résultat, de m'avoir fait comprendre les enjeux et fait réfléchir à toutes les étapes du projet.

Je remercie tout particulièrement Clément HILAIRE pour toute l'aide qu'il m'a apporté que ce soit sur les méthodes de bobinage, les mesures de courant critique et sur la station d'essais. Son aide indéfectible, sa connaissance des différentes stations d'essais, ont toujours été précieuses et il su relever les déficits du déménagement de la station d'essai même dans des moments difficiles. Je me souviendrai longtemps de ces moments passés aux bâtiments 192 puis 198 sur les stations avec toi. Pour tout ça et bien d'autres choses, merci!

Je veux remercier les techniciens du LEAS et du LCSE pour leurs soutiens et leurs aides. Plus particulièrement, Édouard PÉPINTER pour avoir accepté de m'aider à bobiner le prototype 2T ; c'était son premier bobinage d'aimant "fragile" et il a relevé le défi avec brio. J'ai eu vraiment plaisir à travailler avec toi. Bien sûr, mes remerciements vont aussi à l'équipe du 122, Ricardo CORREIRA-MACHADO, Sébastien SAMSON, Yosri RABTI et Romain GODON. Je remercie également Michel DE SOUSA pour les conseils et l'usinage des pièces.

Je voudrais remercier Françoise RONDEAUX pour m'avoir permis d'utiliser la bobineuse ainsi que le labo de chimie, Bertrand HERVIEUX entre autres, pour m'avoir prêté son four pour le traitement thermique. Je remercie également Claire ANTOINE pour l'accès au laboratoire de matériaux ainsi que pour les mesures de RRR. Je voudrais également remercier le département Supra, notamment Frédéric FOREST de l'entreprise SigmaPhi d'avoir accepté d'imprégner le prototype, je pense particulièrement aux techniciens qui n'ont pas ménagé leurs efforts pour la réussite de ce projet notamment les "noctambules" Léopold BELAINA et Nithay MAR. Je remercie en passant Raphaël PASQUET pour nos discussions intéressantes, ses conseils et son soutien lors de l'imprégnation mais aussi pour le travail fournis en amont notamment sur la station d'essai et le MgB_2 .

Je voudrais aussi remercier le DIS de m'avoir permis de travailler chez eux un petit moment lors de la mise en plan du prototype. Je voudrais remercier François NUNIO de m'avoir toujours aidé avec bienveillance et beaucoup de patience en particulier sur Cast3M et Salome. Je remercie également François-Paul JUSTER pour ses conseils sur la modélisation.

La modélisation sous Cast3M doit beaucoup à Chhon PES qui, toujours patient, affable, se rendant

toujours disponible m'a aidé sur le modèle mécanique et magnétique. Je n'oublie pas non plus son aide sur le logiciel Opera.

Je n'oublie pas non plus, et ils sont nombreux, tous ceux que j'ai côtoyé de près ou de loin et qui m'ont permis de débloquer une situation ou de la rendre plus supportable. L'environnement de travail au sein du DACM a toujours été profondément humain et les personnes toujours prêtes à donner un coup de main. À tous, merci.

Il y a aussi les camarades, les thésards des alentours (le groupe du vendredi midi), mes collègues de bureau partis pour de nouvelles aventures ou toujours en thèse que j'aimerais remercier. Faire partie d'une communauté de jeunes thésards, partager les difficultés m'a beaucoup aidé également à surmonter mes années. À ceux encore en thèse, bon courage et tous mes vœux de réussite!

Enfin je remercie ma mère et ma sœur de m'avoir soutenu durant ces années un peu particulières. Je remercie Eya, pour m'avoir soutenu tout le temps même dans les moments les plus difficiles et pour avoir corrigé les coquilles du manuscrit.

Table des matières

Table des figures	ix
Liste des tableaux	xi
Introduction	1
1 Supraconductivité, conducteurs et leurs applications	5
1.1 Supraconductivité et matériaux supraconducteurs	5
1.1.1 Rappels sur la supraconductivité	5
1.1.2 Domaine de supraconductivité	6
a) Température critique	6
b) Champ magnétique critique	7
c) Densité de courant critique	8
1.1.3 Les familles de supraconducteurs	8
1.1.4 Découverte du MgB_2 et de son potentiel en tant que supraconducteur	8
a) Découverte	8
b) Positionnement du MgB_2	10
c) Structure et origine de la supraconductivité du MgB_2	10
1.2 Structuration et architecture des fils en MgB_2	10
1.2.1 Structure	10
1.2.2 Mises en œuvres des fils MgB_2	12
1.2.3 Procédés de fabrication des fils en MgB_2	12
a) Procédé PIT	12
b) Procédé IMD	13
c) Autres procédés	14
1.2.4 Optimisation des performances des fils	15
a) Préparation des éléments de base du MgB_2	15
b) Dopage chimique	15
c) Application de hautes pressions	16
1.3 Principales applications du MgB_2	16
1.3.1 Câbles pour le transport de courant	16
1.3.2 IRM et prototypes d'IRM	17
1.3.3 Autres prototypes d'aimants en MgB_2	18
1.4 Contexte et objectifs de la thèse	19
1.4.1 Historique et contexte	19

1.4.2	Objectifs	20
1.4.3	Problématiques	20
2	Caractérisation des conducteurs MgB₂	21
2.1	Présentation	21
2.1.1	Mesure des courants critiques des conducteurs	21
a)	Description de la méthode de mesure du courant critique	21
b)	Présentation du "fit Bottura"	22
c)	Présentation des conducteurs	23
2.1.2	Dispositifs expérimentaux du CEA et du LNCMI	24
a)	Dispositif expérimental et protocole de mesure au CEA	25
b)	Dispositif expérimental et protocole de mesure au LNCMI	27
2.2	Résultats et analyses	29
2.2.1	Résultats des tests effectués au LNCMI de Grenoble	29
a)	Densité de courant critique	29
b)	Densité de courant critique ingénieur	31
c)	Déformation lors du cintrage	31
d)	Comparaison avec d'autres conducteurs	33
e)	Conclusion des tests effectués au LNCMI – Grenoble	34
2.2.2	Résultats des tests effectués au CEA Saclay	34
a)	Estimation des incertitudes de mesure	34
b)	Résultats des tests du conducteur HyperTech	36
c)	Résultat des tests du conducteur Columbus	37
2.2.3	Paramètres du fit Bottura	37
2.3	Comparaison	38
2.3.1	Comparaison du conducteur HyperTech avec les données constructeur	38
2.3.2	Comparaison du conducteur Columbus avec les données constructeur	39
2.3.3	Comparaison des températures critiques des conducteurs	39
2.3.4	Comparaison mécanique des conducteurs	40
2.3.5	Comparaison des conducteurs disponibles industriellement et testés au CEA	40
2.4	Conclusion des tests	41
3	Dimensionnement du prototype MgB₂	45
3.1	Présentation de l'aimant	45
3.1.1	Objectifs du prototype	45
3.1.2	Caractéristiques du prototype	45
3.1.3	Présentation générale	47
3.2	Études magnétiques	47
3.2.1	Présentation du maillage	47
3.2.2	Modèle magnétique	48
3.2.3	Maillage HO	49
3.2.4	Champ magnétique généré	49

3.2.5	Champ magnétique généré par le prototype	50
3.3	Homogénéisation des propriétés mécaniques du conducteur	50
3.3.1	Présentation de la procédure d'homogénéisation	50
3.3.2	Maillage du conducteur	52
3.3.3	Procédure d'homogénéisation Keff	52
3.4	Étude mécanique	55
3.4.1	Maillage du prototype 2T	55
3.4.2	Conditions limites	55
3.4.3	Contraintes dues aux forces magnétiques	56
3.4.4	Contraintes dues au refroidissement	57
3.4.5	Contraintes totales	58
3.4.6	Déformations équivalentes	58
3.4.7	Conclusion sur l'analyse mécanique	59
3.5	Thermalisation	60
3.5.1	Thermalisation des jonctions	60
a)	Estimation de la résistance électrique des jonctions entre deux longueurs de conducteur	60
b)	Estimation du gradient de température	61
3.5.2	Thermalisation de la bobine par des plaques de cuivre azimuthales	63
3.5.3	Thermalisation de la jonction par les drains thermiques	63
3.5.4	Thermalisation directe par le bobinage (via le mandrin en Ti/Cu)	64
3.5.5	Conclusion sur la thermalisation	65
3.6	Conclusion	66
4	Fabrication du prototype	67
4.1	Bobinage	67
4.1.1	Présentation des problématiques du bobinage	67
4.1.2	Présentation de la station de bobinage	67
4.1.3	Entrée – sortie du bobinage	68
a)	Entrée du bobinage	68
b)	Sortie du bobinage	69
4.1.4	Jonctions	69
a)	Mise en place de la jonction	69
b)	Traitement thermique des drains	72
c)	Thermalisation de la jonction	72
4.1.5	Mise en place de l'instrumentation et des chaufferettes	72
4.1.6	Thermalisation du bobinage	73
4.1.7	Gestion des sorties des fils d'instrumentation	75
4.2	Imprégnation	75
4.2.1	Présentation de l'imprégnation	76
a)	Présentation du moule	76

b)	Préparation du moule	76
c)	Préparation de la bobine pour l'imprégnation	76
d)	Étanchéité du moule	78
e)	Tenue au vide	78
4.2.2	Présentation de la station d'imprégnation et du montage	80
4.2.3	Protocole d'imprégnation	80
a)	Choix de la formulation de la résine	80
b)	Dégazage des composants	81
c)	Paramètres d'imprégnation	82
4.2.4	Réglage du débit	84
4.2.5	Travail de la résine dans le moule	84
4.2.6	Cycle de cuisson de la résine	84
4.2.7	Démoulage de l'aimant	85
4.3	Conclusion sur la fabrication du prototype	86
5	Tests du prototype d'aimant MgB₂	87
5.1	Présentation	87
5.1.1	Prises de potentiel	87
5.1.2	Sondes de température	87
5.1.3	Diodes froides	88
5.1.4	Sonde de Hall	88
5.2	Aspects thermiques	88
5.2.1	Estimation de la résistance des jonctions	88
5.2.2	Test de l'équilibre thermique de l'aimant	89
5.3	Propriétés supraconductrices du prototype	90
5.3.1	Estimation de la température critique du conducteur bobiné	90
5.3.2	Mise en place des tests de courant critique	90
a)	Estimation du champ propre lors des différents tests	90
5.3.3	Résultat des tests de courants critiques	91
5.3.4	Champ magnétique généré par l'aimant	91
5.4	Protection du prototype	92
5.4.1	Estimation du point chaud – MIIT	92
5.4.2	Estimation des vitesses de propagation dans le bobinage	94
5.4.3	Schéma de protection	96
5.5	Conclusion	97
	Conclusion et perspectives	99
	A Propriétés physiques et mécaniques des matériaux	A
	B Thermalisation	C
	B.1 Géométries des différents éléments composant le conducteur et la jonction	C

C	Constantes de l'ingénieur à partir de la matrice de raideur	G
C.1	Passage de la notation de Voigt aux modules d'Young	G
C.2	Passage de la notation de Voigt aux coefficients de Poisson	G
C.3	Passage de la notation de Voigt aux modules de cisaillement	G
	Bibliographie	Q
	Liste des acronymes	S
	Glossaire	U

Table des figures

1.1	Chronologie de l'apparition des différents matériaux supraconducteurs en fonction de la température	6
1.2	Domaine de supraconductivité du MgB_2 , NbTi et Nb_3Sn	7
1.3	Les différents types de supraconductivité	7
1.4	Gammes d'utilisations et prix des LTS (bleu-vert) /HTS (rouge-rose)	9
1.5	Comparaison des différentes densités de courant critique ingénieur de différents supraconducteurs	9
1.6	Structure du crystal et paramètres physiques du MgB_2	11
1.7	Structure typique d'un monolithe LTS	11
1.8	Principales étapes de fabrication avec le procédé PIT <i>in-situ</i> et <i>ex-situ</i>	13
1.9	Principales étapes de fabrication avec le procédé IMD	14
1.10	Coupes de conducteurs multifilaments issus des méthodes PIT et IMD	14
1.11	Dépendance de la température critique et du champ critique en fonction du taux de substitution d'éléments dopant	16
1.12	Câble supraconducteur développé par la société Nexans utilisé dans le projet BEST PATHS	17
1.13	Présentation des différents prototypes d'aimant MgB_2	19
2.1	Exemple de courbe V-I caractéristique	22
2.2	Vue en coupe des différents conducteurs testés au LNCMI de Grenoble ainsi que leurs compositions respectives	23
2.3	Vue en coupe des différents conducteurs testés au CEA de Saclay ainsi que leurs compositions respectives	24
2.4	Vue panoramique de la nouvelle station d'essai du CEA Saclay au bâtiment 192	25
2.5	Présentation de l'aimant de champ de fond HO	26
2.6	Présentation des différents organes composants l'insert et le porte échantillon	26
2.7	Vues générales du porte échantillon et représentation schématique de la position des prises de potentiel	28
2.8	Présentation de la station d'essai du LNCMI de Grenoble	28
2.9	Présentation de la canne et du porte échantillon de la station du LNCMI de Grenoble	30
2.10	Densité de courant critique J_c et J_e des différents conducteurs en configuration droite sous différents champs magnétiques perpendiculaires	30
2.11	Paramètre de la déformation de cintrage	31
2.12	Courant critique normalisé en fonction du champ magnétique	33
2.13	Résultats des tests de densité de courant critique J_c de l'échantillon HyperTech au CEA	36

2.15	Comparaison entre les densités de courant critique de l'échantillon HyperTech au CEA Saclay et des données constructeur	38
2.16	Comparaison entre les densités de courant critique de l'échantillon Columbus au CEA Saclay et des données constructeur	39
2.17	Températures critiques des échantillons Columbus et HyperTech	40
2.18	Comparaison entre les densités de courant critique J_c des échantillons HyperTech et Columbus testés au CEA	41
2.19	Comparaison entre les densités de courant critique ingénieur J_e des échantillons HyperTech et Columbus testés au CEA avec section de cuivre ignorée	42
2.20	Comparaison entre les densités de courant critique ingénieur des échantillons HyperTech et Columbus testés au CEA et l'effet de la section de cuivre de protection sur le J_e	42
3.1	Vue en perspective cavalière et vue en coupe du prototype 2T sans bobinage	46
3.2	Représentation schématique des différentes couches composant le mandrin sur lequel est bobiné le conducteur	47
3.3	Présentation schématique et réelle du maillage utilisé pour les simulations magnétiques sous Cast3M	48
3.4	Champ B généré par HO seul en condition nominale et position du prototype	50
3.5	Champ magnétique B module généré par le prototype avec et sans champ de fond	51
3.6	Champ magnétique B_y généré par le prototype seul sur le rayon intérieur et extérieur	51
3.7	Étapes menant à la génération du maillage du prototype en vue de l'homogénéisation du conducteur sous Cast3M	53
3.8	Mise en place du calcul par éléments finis pour la détermination des différents termes de la matrice de rigidité	54
3.9	Comparaison des différents maillages générés sous Salome pour l'homogénéisation du conducteur	55
3.10	Modèle géométrique du prototype tel que modélisé sous Cast3M	56
3.11	Schématisation des conditions limites avec et sans relation de glissement du bobinage sur le téflon	57
3.12	Contraintes équivalentes de Von Mises générées par le champ magnétique, de la mise en froid et contraintes totales sans condition de glissement sur le téflon	57
3.13	Contraintes équivalentes de Von Mises générées par le champ magnétique, de la mise en froid et contraintes totales avec condition de glissement sur le téflon	58
3.14	Chemins préférentiels lors du passage du courant dans une jonction et schéma du montage de la thermalisation d'une jonction	60
3.15	Montage d'une plaque de thermalisation du prototype	63
4.1	Présentation de la station de bobinage	68
4.2	Préparation du mandrin en titane/cuivre et réalisation de l'entrée du bobinage	68
4.4	Étapes de réalisation d'une jonction	70
4.5	Détails des étapes de réalisation de la brasure d'une jonction	71
4.6	Rôle du ruban de cuivre et mise en place de la jonction	71
4.7	Préparation des drains thermiques	72
4.8	Déroulement de la thermalisation des jonctions	73
4.9	Positions des prises de potentiel dans le bobinage	74
4.10	Mise en place des chaufferettes	74
4.11	Thermalisation du bobinage	74
4.12	Gestion des sorties des prises de potentiel	75
4.13	Moule d'imprégnation	76
4.14	Préparation du moule en vue de l'imprégnation	77
4.15	Préparation du bobinage pour l'imprégnation	77
4.16	Protection des sorties du prototype	78
4.17	Étanchage du moule avec du silicone et fermeture	78
4.18	Mise en place de la bâche à vide et problèmes rencontrés lors de l'imprégnation	79

4.19	Station d'imprégnation	80
4.20	Détail des différents organes de la station d'imprégnation	81
4.21	Chemin de la résine dans le moule lors d'une imprégnation lente et rapide	82
4.22	Cycle de cuisson de la résine	85
4.23	Position des sondes de températures	85
4.24	Démoulage de la bobine	86
5.1	Rappel des positions des prises de potentiel dans le bobinage	87
5.2	Présentation de l'instrumentation de l'aimant	88
5.3	Estimation des résistances des deux jonctions	89
5.4	Test de la stabilité du prototype MgB_2	90
5.5	Estimation de la température critique du conducteur bobiné	91
5.6	Comparaison entre les courants critiques mesurés sur des échantillons courts (E.C) et sur le prototype 2T	92
5.7	Courant critique et champ généré du prototype 2T	93
5.8	Comparaison des temps de décharge mesurés de la bobine avant et après mise en place de la résistance de décharge	94
5.9	Augmentations des tensions en fonction du temps mesurées par U5 et U6	96
5.10	Montage électrique avant et après désassemblage des diodes froides de l'aimant et installation de la résistance	97
B.1	Schéma représentant les différents éléments composant les systèmes étudiés lors de l'étude des thermalisations	E

Liste des tableaux

2.1	Définition des notations utilisées pour le fit Bottura	23
2.3	Principales caractéristiques des stations d'essais du LNCMI et du CEA	24
2.2	Caractéristiques des conducteurs ainsi que les stations utilisées pour les tests	24
2.4	Diamètre de cintrage des différents échantillons	29
2.5	Paramètres du fit Bottura utilisés pour les différents conducteurs testés au CEA	38
3.1	Géométrie et caractéristiques mécanique, électrique et magnétique du prototype	46
3.2	Comparaison des résultats de l'homogénéisation par la procédure Keff et CLT (pour comparaison) en fonction des différents maillages générés	55
3.3	Déformations selon les directions principales x, y et z et déformation équivalente lors de différentes sollicitations, sous différentes conditions de glissement à différents points du maillage	59
3.4	Résistances électriques des différents matériaux composant la jonction pour différentes températures	61
3.5	Résistances et puissances générées lors du passage du courant dans les trois chemins possibles	62
3.6	Gradients de température dans la jonction	62
3.7	Résistance thermique totale du système de thermalisation du bobinage	64
3.8	Résistance thermique totale du système de thermalisation de la jonction	64
3.9	Synthèse et comparaison des résistances thermiques des trois systèmes de thermalisation	65
4.1	Propriétés et composition de la résine utilisée pour l'imprégnation du prototype	82
4.2	Viscosité de la résine en fonction de la durée d'utilisation	83

4.3	Quantité de résine nécessaire pour l'imprégnation en fonction des différents volumes	83
5.1	Composition complète du conducteur Columbus E	93
5.2	Durée des décharges et températures du point chaud atteintes lors d'une décharge de courant	93
5.3	Grandeurs utilisées pour le calcul de propagation du quench longitudinale	95
A.1	Propriétés physiques et mécaniques des matériaux	A
A.2	Propriétés mécaniques des matériaux composant le prototype	B
B.1	Géométries des différents éléments composant la jonction	D

Introduction

Le phénomène de supraconductivité, découverte en 1911 par Heike Kamerlingh Onnes sur du Mercure a ouvert la voie à de nouvelles applications prometteuses parmi lesquelles les aimants supraconducteurs. Plus de 100 ans après, la liste des supraconducteurs s'est allongée et la supraconductivité est utilisée dans de nombreux domaines tels que le médical (IRM), la recherche sur la fusion nucléaire... mais aussi l'électronique. Les technologies se sont améliorées au fil du temps, repoussant de plus en plus les limites des supraconducteurs, augmentant leurs températures d'utilisations, leurs performances électriques, réduisant leurs coûts. L'appauvrissement des ressources planétaire que nous constatons tous en ce début de XXI^e siècle ne touche pas seulement le pétrole ou le gaz naturel mais également l'hélium pourtant critique à de nombreuses applications nécessitant des températures très basses pour fonctionner : c'est notamment le cas des supraconducteurs.

Cette raréfaction, entre autres, pousse la communauté scientifique à se tourner vers d'autres modes de refroidissement n'utilisant plus d'hélium voire s'affranchissant de tout mode de refroidissement faisant appel à des cryofluides. Ces nouveaux modes de refroidissement ne conviennent pas à tous les supraconducteurs notamment les supraconducteurs tels que le NbTi et le Nb₃Sn qui doivent être refroidis activement afin de pouvoir fonctionner (9 à 18 Kelvin).

Découvert en 2001, le diborure de magnésium (MgB₂), vise à exploiter sa température critique élevée et son développement se concentre sur des applications dans des dispositifs fonctionnant à des températures entre 10 K et 25 K dépourvu d'un refroidissement à l'hélium liquide. Le MgB₂, pourrait devenir une alternative crédible aux supraconducteurs historiques. Les coûts de production des conducteurs MgB₂, inférieurs à ceux d'autres conducteurs techniques comme les HTS, sa grande variété de formes possibles (rubans, films, fil, câbles...) et la simplification de la cryogénie font du MgB₂ un candidat pour différentes applications telles que les systèmes pour l'imagerie médicale par résonance magnétique (IRM) ou les câbles pour le transport de courant électrique. Le MgB₂ est encore au stade précoce de sa commercialisation mais peut déjà être produit à l'échelle industrielle sous forme de conducteur multifilamentaire de quelques kilomètres. Bien que ses caractéristiques supraconductrices soient prometteuses (en densités de courant, et pour sa température critique de 39 K), les conducteurs MgB₂ sont relativement récents et les performances tant électriques que mécaniques doivent encore être éprouvées. Plus précisément, les performances électriques à hauts champs magnétiques, sur de grandes longueurs ainsi que leurs tenues mécaniques dans des aimants supraconducteurs de faibles rayons de courbures sont encore des défis.

Cette thèse trouve sa motivation dans ce contexte et a pour objectif de réaliser un prototype d'aimant MgB₂, refroidi par conduction solide et générant un champ magnétique de 2 T au centre sous 3 T de champ extérieur soit 5 T au total sous une température de 10 K.

Le Chapitre 1 présente la supraconductivité, les conducteurs et leurs applications. Après une introduction sur la notion de domaine de supraconductivité (température critique, champ magnétique critique et densité de courant critique), les différentes familles de supraconducteurs seront présentés en situant le MgB₂ dans les différents ensembles de supraconducteurs. Nous présenterons ensuite la structure des conducteurs MgB₂ et leurs fabrications par les différents procédés (IMD, PIT notamment) couramment utilisés. Quelques pistes d'amélioration des performances des conducteurs MgB₂ seront détaillées (dopage, hautes pressions... ..). Enfin, nous présenterons les récentes

applications du MgB_2 dans des domaines prometteurs pour le MgB_2 tels que le transport de courant et l'imagerie médicale sans oublier les prototypes d'aimants MgB_2 similaires déjà réalisés.

Les performances d'un aimant supraconducteurs dépendent du conducteur choisi et la caractérisation des conducteurs MgB_2 permet de sélectionner le conducteur performant répondant aux critères du cahier des charges. Durant la thèse, six conducteurs ont ainsi été testés dans l'objectif d'être utilisés pour la fabrication de l'aimant. Ce travail préliminaire à la fabrication, a été mené sur différentes stations (CEA, LNCMI) et les échantillons testés sous différentes configuration (échantillon courts droits, configuration bobinée de type "Vamas", températures variables sous champs variables $<3\text{ T}$) sur la station du CEA et bain d'hélium et champs $<8\text{ T}$ sur la station du CEA. Différentes analyses ont pu être menées et une comparaison des différentes caractéristiques des conducteurs testés est établie menant au choix du conducteur qui sera utilisé dans le prototype. Ces résultats sont présentés dans le Chapitre 2.

Le Chapitre 3 est consacré à la modélisation du prototype. À partir des performances électriques du conducteur testé et de ses propriétés thermiques, une maquette de prototype est modélisée sur Cast3M. Les simulations magnétiques sous Cast3M sont validés analytiquement par le logiciel Opera et permettent de construire la carte de champ sur la bobine. Afin de simuler au mieux le comportement mécanique du conducteur dans la bobine, les caractéristiques mécaniques (module d'Young, module de cisaillement, coefficients de Poisson) sont homogénéisés grâce à une procédure développée par le CEA appelée Keff qui permet d'introduire des conditions limites périodiques. Après avoir extraits les propriétés mécaniques ingénieur, elles sont implémentées dans le modèle mécanique global afin de déterminer les déformations dus aux contraintes de Laplace et celles créés par la mise en froid. Enfin, une analyse thermique est conduite sur les jonctions et le bobinage afin de déterminer les gradients de températures dominants dans le bobinage ainsi que l'efficacité des différentes thermalisations.

Après le dimensionnement du prototype au chapitre précédent, le Chapitre 4 présente toutes les étapes de fabrication du prototype. Une première partie présente la station de bobinage et les problématiques liées au bobinage du conducteur sur le mandrin. La mise en place des jonctions, de la thermalisation de la bobine ainsi que l'instrumentation sont également exposées. Une deuxième partie est consacrée à l'imprégnation. Cette dernière partie s'ouvre sur une présentation de la préparation de l'imprégnation (préparation du prototype, du moule, de la station d'imprégnation chez SigmaPhi). Le choix de la résine, les différents paramètres du protocole d'imprégnation ainsi que le déroulement de l'imprégnation sont présentés. Cette dernière partie se termine sur le cycle de cuisson du prototype et le démoulage de l'aimant.

Enfin le Chapitre 5 présente les résultats des tests effectués sur le prototype 2 T . Après une brève présentation de l'instrumentation de l'aimant, les résultats des tests sont présentés notamment la température critique du conducteur, la résistance des jonctions et les performances électriques du prototype. Enfin une partie consacrée à la protection de l'aimant complète l'analyse.

CHAPITRE 1

Supraconductivité, conducteurs et leurs applications

Le phénomène de supraconductivité a été découvert en 1911 par H. Kamerlingh Onnes dans le mercure aux alentours de 4 K^[1]. Presque 110 ans après, les matériaux supraconducteurs sont utilisés dans de nombreux domaines : IRM, accélérateurs de particules, machines de fusion nucléaire, SQUIDS... et pourraient être utilisés dans les futurs ordinateurs quantiques. Cependant, certains supraconducteurs doivent être refroidis à l'hélium liquide pour pouvoir fonctionner. Or, l'hélium formé sur Terre par désintégrations nucléaires est une ressource qui se raréfie ; le prix de l'hélium liquide de grade A a été multiplié par quatre entre 1996 et 2019^[2,3] et les nombreuses pénuries d'hélium de ces dernières années interrogent la communauté scientifique sur le besoin de trouver d'autres alternatives de refroidissement^[4].

Dans ce contexte, le diborure de magnésium (MgB_2) utilisable à plus haute température que le NbTi pourrait permettre de s'affranchir d'un refroidissement à l'hélium liquide. Après une brève introduction sur la supraconductivité et les principaux supraconducteurs, nous présenterons tout d'abord le MgB_2 et le replacerons dans la famille des supraconducteurs. Nous nous intéresserons ensuite aux différents procédés de fabrication, d'optimisation et de mise en œuvre des conducteurs MgB_2 avant de terminer par les principales applications. Enfin, nous présenterons le contexte et les objectifs de la thèse qui porte sur l'étude et la réalisation d'un aimant MgB_2 5 T refroidi par conduction.

1.1 Supraconductivité et matériaux supraconducteurs

Dans cette section, nous introduisons les grandeurs caractéristiques des supraconducteurs, les grandes familles ainsi que leurs procédés de fabrications. Le lecteur curieux pourra se référer aux ouvrages de MANGIN et KAHN qui traitent de la physique de la supraconductivité^[5], de la supraconductivité dans les matériaux supraconducteurs^[6] et enfin de leurs fabrications et de leurs applications^[7].

1.1.1 Rappels sur la supraconductivité

Un matériau supraconducteur se définit entre autre par sa capacité à n'opposer aucune résistance (mesurable) lorsqu'il est refroidit à très basse température. De nombreux matériaux ont depuis été

-
1. H. KAMERLINGH ONNES. *Proceedings of Huygens Institute* **14 I**. 113-115. 1911.
 2. Joyce A. OBER. 2018.
 3. Helium Statistics & INFORMATION. *National Minerals Information Center*.
 4. William J. NUTTALL et al. *Nature* **485**. P. 573-575. 2012.
 5. Philippe MANGIN et Rémi KAHN. 2013.
 6. Philippe MANGIN et Rémi KAHN. 2017.
 7. Philippe MANGIN et Rémi KAHN. 2018.

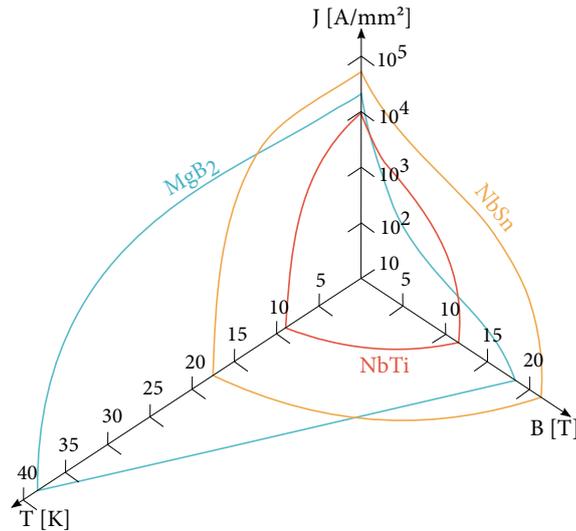


Figure 1.2 – Domaine de supraconductivité du MgB_2 , NbTi et Nb_3Sn

b) Champ magnétique critique

On distingue deux types de supraconducteurs en fonction de leurs réponses à un champ magnétique : les supraconducteurs de type I et les supraconducteurs de type II. Les types I sont généralement des éléments simples à l'exception du Niobium, du Vanadium et du Tantale. Ils présentent un diamagnétisme parfait au dessous du champ critique et sont dans un état normal au dessus de ce champ (Figure 1.3a). Dans la phase Meissner, le champ magnétique "contourne" le matériau sans le traverser. En raison de leurs faibles champs magnétiques critiques (inférieures à 200 mT), ils sont peu utilisés dans l'industrie. Les supraconducteurs de types II quant à eux sont caractérisés par deux champs magnétiques critiques : le champ magnétique critique inférieur B_{c1} et le champ magnétique critique supérieur B_{c2} . La disparition de la supraconductivité se fait donc en deux étapes ; d'abord par l'apparition de vortex (tubes de flux à l'intérieur desquelles le matériau est en phase normale) à B_{c1} puis par la dissipation de la matière supraconductrice envahie par les cœurs de vortex au dessus de B_{c2} . En deçà de B_{c1} , le champ extérieur reste écranté comme avec les supraconducteurs de type I par les courants de *London* et contourne donc l'échantillon.

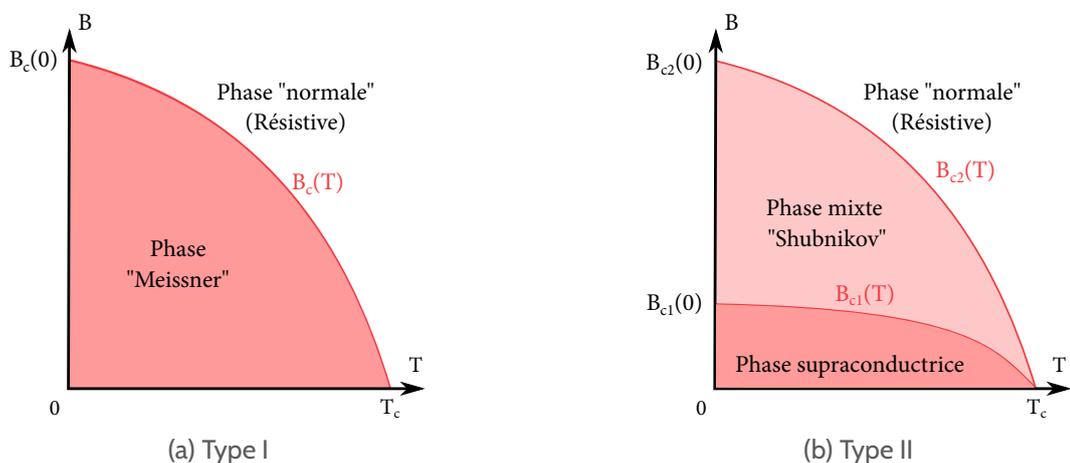


Figure 1.3 – Les différents types de supraconductivité

c) Densité de courant critique

La densité de courant critique est la limite à partir de laquelle le matériau devient résistif. Suivant le type de supraconductivité, ce changement d'état peut se réaliser de deux façons : par dislocations des paires de Cooper pour le type I (courant de "depairing") ou par désancrage des vortex dans la phase de Shubnikov dans le cas des types II qui se déplacent alors et produisent de la chaleur. On comprend alors pourquoi les supraconducteurs de type II sont utilisés dans les applications industrielles car il est alors possible d'optimiser leurs performances en induisant un ancrage plus solide. La densité de courant critique est souvent exprimée en A/mm^2 et se note J_c , il s'agit alors de la densité de courant critique du matériau supraconducteur et permet de comparer les performances du supraconducteur seul. Or, les fils ou rubans supraconducteurs sont très souvent des composites, on définit alors un autre type de densité de courant critique que l'on appelle densité de courant critique "ingénieur" noté J_e qui est une densité moyennée sur la section totale S du conducteur composite. Les ingénieurs préfèrent considérer cette dernière densité car c'est la densité qui va effectivement être prise en compte pour l'estimation du champ magnétique d'un aimant.

Maintenant que les différents paramètres critiques ont été définis, intéressons-nous aux différentes familles de supraconducteurs.

1.1.3 Les familles de supraconducteurs

On l'a vu les supraconducteurs sont classés en deux familles LTS et HTS en fonction de leurs températures critiques. Les premiers ont été découverts progressivement peu après la découverte de la supraconductivité, pour les seconds, il a fallu attendre l'année 1986 pour assister à l'explosion des découvertes de nouveaux matériaux supraconducteurs (Figure 1.1). À cause de leurs procédés de fabrication souvent complexes, le prix des matériaux de base qui les composent, les HTS sont généralement plus onéreux comme le montre la Figure 1.4b. Parmi les HTS les plus utilisés, on trouve surtout des cuprates avec la famille des BISCCO (première génération) et plus récemment des REBaCuO (seconde génération). Les performances supraconductrices sont supérieures aux LTS comme le montre les Figures 1.4a et 1.5^[9]. La Figure 1.4a présente les domaines d'applications possibles en fonction des familles de supraconducteurs que ce soit pour des applications hauts champs ou bas champs en fonction de la température critique. Les différents cryogènes les plus courants ainsi que leurs températures d'utilisations sont également représentés. Alors que la plupart des LTS ne peuvent fonctionner que sous hélium liquide, certains HTS offrent l'avantage de pouvoir fonctionner sous azote liquide, réduisant la complexité des systèmes cryogéniques mais au prix d'une perte très significative de leurs performances supraconductrices. Le cas du MgB_2 est singulier (il est d'ailleurs parfois appelé "supraconducteur à température critique intermédiaire") sa température critique le classe parmi les HTS (39 K) cependant ses performances et son coût sont proches des LTS couramment utilisés.

1.1.4 Découverte du MgB_2 et de son potentiel en tant que supraconducteur

a) Découverte

Le diborure de magnésium ou MgB_2 est un composé binaire constitué de bore et de magnésium. Découvert en 1953, le MgB_2 était alors utilisé comme réactif chimique avant la découverte en 2001 de ses propriétés supraconductrices par NAGAMATSU et al.^[10]. Par bien des aspects, le MgB_2 est un supraconducteur prometteur et pourrait à terme se positionner en tant que substitut du NbTi ou

9. Comparisons of superconductor critical current DENSITIES. *Website*. 2019.

10. Jun NAGAMATSU et al. *Nature* **410**. P. 63-64. 2001.

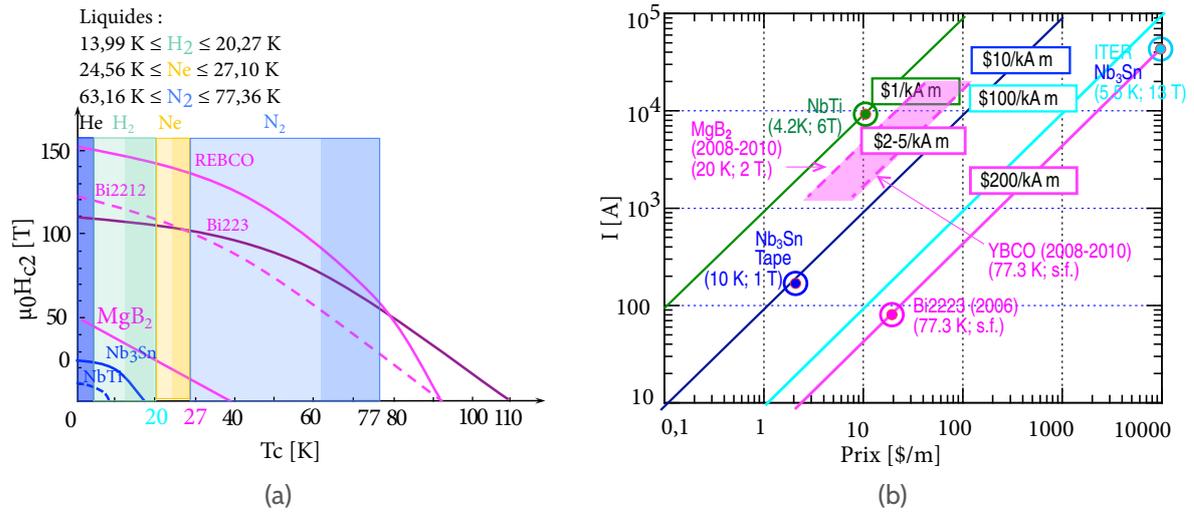


Figure 1.4 – (a) Gammes d'utilisations des LTS (bleu-vert) /HTS (rouge-rose) et des principaux cryogènes (b) Prix des LTS/HTS les plus courants (adapté avec permission du Prof. IWASA d'une présentation donnée au CEA)

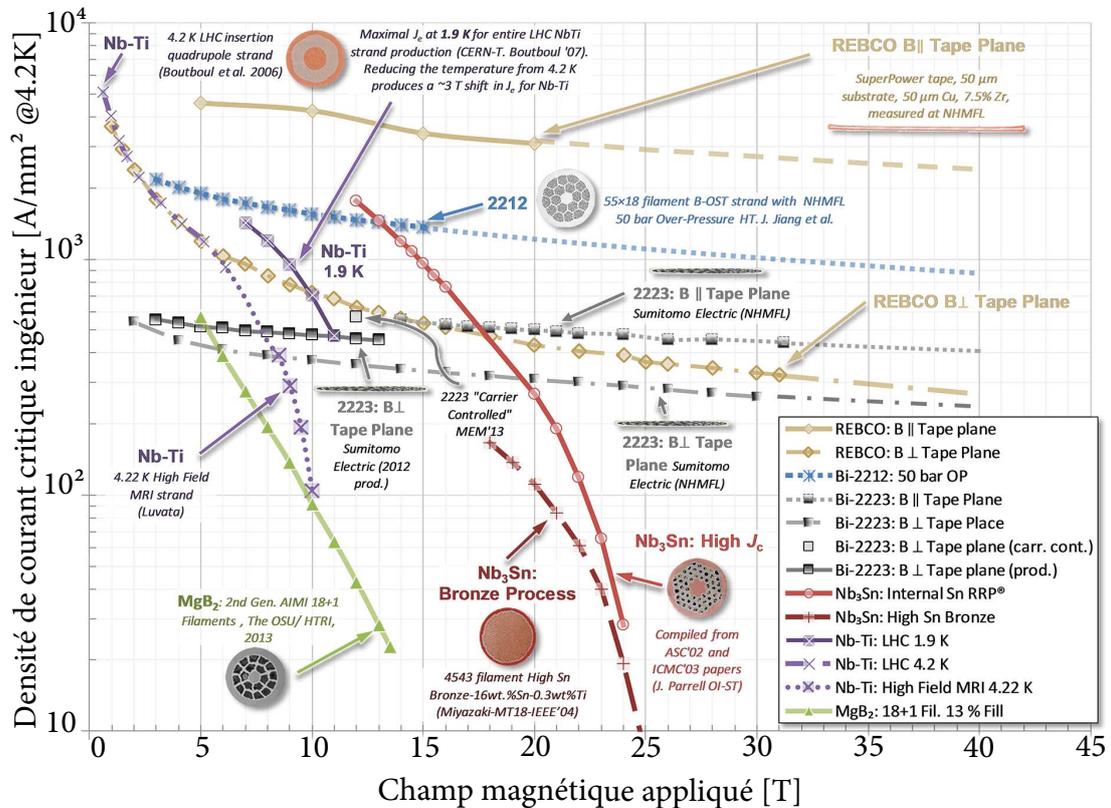


Figure 1.5 – Comparaison des différentes densités de courant ingénieur de différents supraconducteurs^[9]

du Nb₃Sn dans certaines applications comme les IRM en vertu de sa gamme d'application et de son coût.

b) Positionnement du MgB₂

En effet, le MgB₂ possède de nombreux avantages dont la première est sa température critique qui permet une utilisation commerciale de l'ordre de 20 K permettant de s'affranchir de l'utilisation de l'hélium liquide (et même des normes inhérentes aux installations sous pressions dans le cas d'un refroidissement par conduction solide). De plus à ces températures, la chaleur spécifique des matériaux est plus élevée ce qui, on le verra, permet une meilleure inertie face aux instabilités thermiques. En outre, sa résistivité dans son état normal est la plus basse des supraconducteurs (0,38 μΩ cm mesurée dans un conducteur à 40 K^[11] contre 4 μΩ cm pour le Nb₃Sn même si la mesure de résistivité reste difficile à comparer^[12]) ce qui facilite la stabilisation. Le MgB₂ a également la masse volumique la plus basse de tous les supraconducteurs actuels, de l'ordre de 2,55 g/cm³ (trois fois inférieure à celle du NbTi), ce qui est un avantage pour des applications embarquées^[13]. Le MgB₂ se compose de magnésium et de bore qui sont deux matériaux moins onéreux que le Nb, le Ti^[2] ou d'autres terres rares utilisées dans les REBaCuO (même si la pureté des matériaux notamment le bore joue énormément sur le prix). Enfin, ses procédés de fabrication robustes ne font pas appel à l'électrodéposition, ou déposition plasma et permettent de produire plusieurs kilomètres de conducteurs aux performances homogènes.

c) Structure et origine de la supraconductivité du MgB₂

Le MgB₂ est un composé binaire à structure hexagonale de type AlB₂ (Figure 1.6a), commune parmi les diborides composés. Il présente un atome de bore centré entre deux plans hexagonaux de magnésium. Cette structure hexagonale rend les propriétés anisotropes dans les monocristaux de MgB₂. Les propriétés physiques sont listées dans la Figure 1.6b^[14]. Le MgB₂ possède quatre bandes de conduction : deux bandes σ (2D) et deux bandes π (3D), ses propriétés supraconductrices sont intimement liées au couplage electron-phonon de la bande σ qui lui confère une température critique élevée. Malheureusement, la bande σ présente une grande anisotropie contrairement à la bande π isotrope. En outre, la contribution des bandes aux propriétés supraconductrices varie avec la température. Lorsque l'on remplace le ¹⁰B par du ¹¹B, on observe une variation significative de la température critique (environ 1 K). Ce phénomène n'est pas sensible lors d'une substitution de ²⁴Mg par ²⁶Mg (0,1 K)^[15,16]. Il est donc fort probable que la supraconductivité du MgB₂ tire son origine des atomes de bore et/ou de leurs agencements dans le crystal de MgB₂. Afin de déplacer les niveaux de Fermi et améliorer les performances du MgB₂, la substitution atomique est utilisée ; appelée *dopage*, elle améliore les propriétés supraconductrices du matériau.

1.2 Structuration et architecture des fils en MgB₂

1.2.1 Structure

Les supraconducteurs Low Temperature Superconductor (LTS) sont le plus souvent utilisés dans l'hélium liquide (4 K), or à cette température, la chaleur spécifique des matériaux devient très faible.

11. P. C. CANFIELD et al. *Phys. Rev. Lett.* **86**. P. 2423-2426. 2001.

12. John M ROWELL. *Supercond. Sci. Technol.* **16**. R17-R27. 2003.

13. Romain BRUCE et Bertrand BAUDOUY. *Phys. Procedia* **67**. P. 264-269. 2015.

2. Joyce A. OBER. 2018.

14. Cristina BUZEA et Tsutomu YAMASHITA. *Supercond. Sci. Technol.* **14**. R115. 2001.

15. D. G. HINKS et al. *Nature* **411**. P. 457-460. 2001.

16. S. L. BUD'KO et al. *Phys. Rev. Lett.* **86**. P. 1877-1880. 2001.

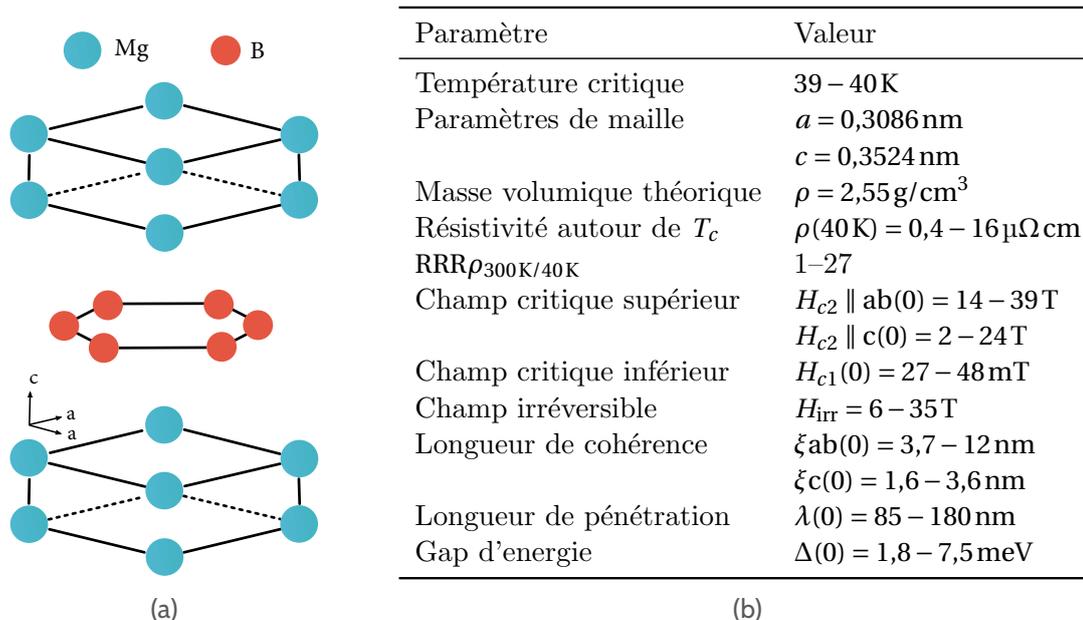


Figure 1.6 – (a) Structure du cristal de MgB_2 (b) Paramètres supraconducteurs du MgB_2 [14]

Tout dégagement de chaleur produite par effet Joule dans une portion devenue résistive à cause d'une perturbation élevant la température peut, dans le pire des cas, se transmettre de conducteurs à conducteurs voisins, ces derniers passent alors d'un état supraconducteur à un état résistif. Ce phénomène d'avalanche de transitions résistives s'appelle un quench. Un quench d'aimant refroidi par de l'hélium liquide peut ainsi libérer son énergie magnétique en la transformant totalement en chaleur générée par effet Joule. Cette énergie peut également transformer l'hélium liquide en hélium gaz, provoquer une montée en pression du cryostat voire dans le pire des cas une explosion de la station. Une bonne conception d'un conducteur supraconducteur (stabilisant avec son système de protection) permet de limiter une augmentation de la température locale. Pour cela, il faut privilégier des matériaux facilitant la distribution de l'énergie dissipée et limiter la transition résistive qui pourrait *in-fine* brûler l'aimant. La composition d'un conducteur LTS (gaine, matrice, barrière anti-diffusion s'il y a lieu et filament supra) est représentée Figure 1.7, le terme de conducteur regroupe l'ensemble de ces éléments.

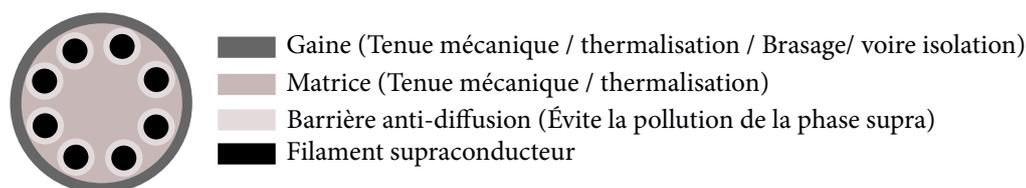


Figure 1.7 – Structure typique d'un monolithe LTS, la composition peut varier en fonction des matériaux utilisés notamment la barrière présente ou non dans le conducteur

On veill également à :

- Utiliser des filaments supraconducteurs de petites tailles plutôt qu'un seul filament de grand diamètre afin de diminuer la quantité de chaleur dégagée lors d'une variation de courant ou de champ (on parle alors de stabilité du conducteur).
- Torsader les filaments au maximum de la limite mécanique pour limiter les courants induits qui dissipent de la chaleur par effet Joule.
- Insérer les filaments dans une matrice bonne conductrice du courant et de la chaleur afin de limiter la production de chaleur dans le conducteur et l'évacuer.

Au vu de cette structure, les conducteurs LTS et plus précisément les conducteurs MgB_2 , demandent une attention particulière lors de leurs fabrications.

1.2.2 Mises en œuvres des fils MgB_2

Pour l'ingénieur qui souhaite fabriquer un aimant, il est important de connaître les caractéristiques du conducteur et le procédé de sa mise en œuvre. Deux techniques de mise en œuvre des conducteurs MgB_2 sont employées : la technique Wind and React (W&R) ("bobiné puis réagi") et la technique React and Wind (R&W) ("réagi puis bobiné").

Wind and React Le conducteur est bobiné, puis réagi pour acquérir ses propriétés supraconductrices. Ainsi, les filaments sont encore sous forme de poudre lors du bobinage, l'avantage est qu'il est donc possible de le bobiner sur des mandrins de diamètres plus réduits (cf chap 3). L'inconvénient majeur est le coût et le temps nécessaire pour réaliser le traitement thermique d'un aimant volumineux (IRM), le choix d'une isolation et de matériaux résistants aux hautes températures et le besoin de prendre en compte les contraintes mécaniques dues aux dilatations thermiques (600-900 °C) lors du dimensionnement de l'aimant.

React and Wind Le conducteur est réagi puis bobiné, l'avantage est que cela permet d'éviter un traitement thermique coûteux et contraignant. L'inconvénient est que le filament est déjà une céramique MgB_2 ce qui le rend très cassant lorsqu'il est soumis à des contraintes lors du bobinage. Néanmoins, le MgB_2 , de part ses caractéristiques hybrides, à la frontière entre LTS et HTS est plutôt destiné à remplacer le NbTi à moindre coût, c'est pourquoi la recherche se concentre sur cette dernière approche qui promet une mise en œuvre plus économique.

Dans la suite, lorsque l'on traitera des méthodes de fabrication des conducteurs, on se placera dans le cas de la méthode R&W qui comprend une étape de traitement thermique avant bobinage.

1.2.3 Procédés de fabrication des fils en MgB_2

Les conducteurs MgB_2 sont produits par plusieurs procédés de fabrication, les plus communs étant le procédé Powder In Tube ou poudre en tube (PIT) qui regroupe la méthode *ex-situ* et *in-situ* et la méthode Internal Magnesium Diffusion ou Magnésium interne (IMD). D'autres procédés plus atypiques et moins courants seront également brièvement cités.

a) Procédé PIT

Le procédé PIT est la technique la plus ancienne et la plus couramment utilisée car elle ressemble aux procédés déjà utilisés pour la fabrication des HTS et du Nb_3Sn . Les étapes de fabrication sont résumées sur la Figure 1.8. Tout d'abord, un mélange de poudres très fines est réalisé.

Méthode *in-situ* Il s'agit d'un mélange de poudre de magnésium ($\phi 10-50 \mu m$) et de bore amorphe ($\phi 1-5 \mu m$) préalablement broyée dans une broyeuse à bille sous gaz inerte afin de retirer l'oxyde du Magnésium commercial.

Méthode *ex-situ* Le mélange de base est de la poudre déjà réagit de MgB_2 .

On ajoute ensuite au mélange 10 % de nanoparticules SiC ($\phi 30 nm$) ou tout autre source de carbone (dans la méthode *in-situ*) puis on introduit le tout dans un tube (qui deviendra la barrière autour du filament) choisi dans une matière qui ne doit pas ou peu réagir avec le magnésium liquide. On peut alors insérer ce tube dans un autre tube (qui formera la matrice). Cet ensemble forme ce que l'on appelle la billette primaire qui est étirée, puis coupée en barreaux. Ces barreaux sont alors reconditionnés dans un tube le plus souvent en Nickel ou en Monel (gaine du conducteur), ce nouvel ensemble est appelé billette secondaire. Selon la géométrie voulue, la billette secondaire est, soit tirée pour obtenir un fil rond multifilamentaire, soit laminée si l'on veut obtenir un ruban (section rectangulaire) possédant plusieurs filaments supraconducteurs similaires à la Figure 1.10a. Les conducteurs sont alors soumis à un traitement thermique différent selon la méthode employée (le cycle de cuisson et de température peut varier en fonction des fabricants, les valeurs données ici sont indicatives).

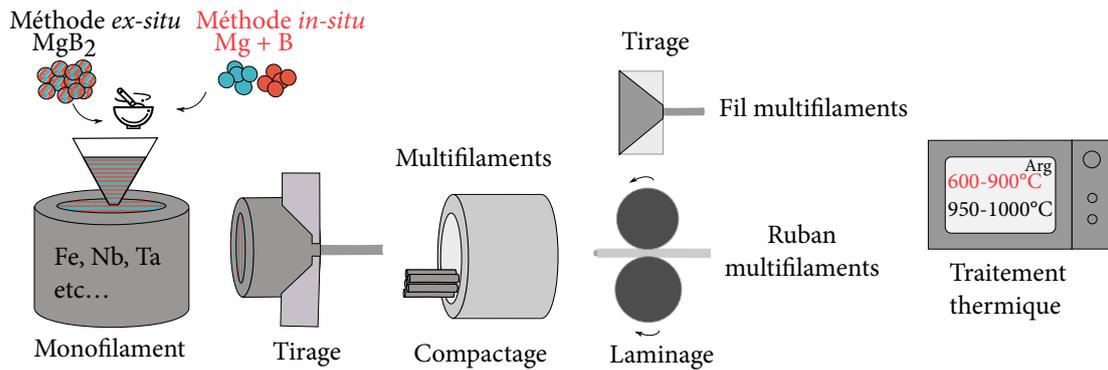


Figure 1.8 – Principales étapes de fabrication avec le procédé PIT *in-situ* et *ex-situ*

Méthode *in-situ* de l'ordre de 20 à 30 minutes à 700 °C sous Argon à l'issue desquelles le MgB_2 est formé.

Méthode *ex-situ* de l'ordre de 2-5 minutes aux alentours de 950-1000 °C sous Argon pour rétablir la phase supraconductrice entre les cristaux de la poudre.

La différence entre les deux méthodes *ex-situ* et *in-situ* réside donc principalement dans la préparation des poudres et le traitement thermique. Cependant, à l'issue du traitement thermique, dans le cas de la méthode *in-situ*, la réaction chimique entre le bore et le magnésium crée un phénomène de contraction, qui, couplé au caractère poreux de la poudre, produit une phase MgB_2 de faible compacité (de l'ordre de 50 %) de vide ne permettant pas une bonne connectivité entre les grains, ce qui a pour conséquence *in fine* de limiter la densité de courant critique J_c . Les sociétés *HyperTech Research Inc.*^[17] et *Hitachi Ltd.*^[18] utilisent traditionnellement cette approche. La méthode *ex-situ*, quant à elle, ne connaît pas cet effet indésirable puisque le MgB_2 est synthétisé en amont du processus. Néanmoins, afin que la phase MgB_2 soit la plus homogène possible, il faut recristalliser la poudre et donc élever la température lors du traitement thermique. Grâce à cette méthode, le taux de compacité est supérieur à celui de la méthode *in-situ* et dépasse 80 %. La filiale d'*ASG superconductors*, *Columbus Superconductors SpA*^[19] commercialise des conducteurs MgB_2 issus de cette méthode.

b) Procédé IMD

Le procédé Internal Magnesium Diffusion ou Magnésium interne (IMD)^[20] est un procédé plus récent et offre l'avantage d'augmenter la compacité de la phase MgB_2 et donc la densité de courant critique. Les principales étapes de fabrication du procédé sont présentées Figure 1.9. La billette primaire est constituée d'un tube fait d'un matériau peu réactif avec le magnésium liquide comme dans le procédé PIT mais elle se différencie par l'ajout d'un cylindre de magnésium d'un diamètre de l'ordre de quelques millimètres. On complète le vide restant par un mélange de poudre de bore et de 10 % de SiC ou autre source de carbone. La suite du procédé est identique au procédé PIT jusqu'au traitement thermique à la température de 675 °C sous argon. À cette température, le magnésium fond (vers 650 °C) et se diffuse entre les grains de bore formant le bi-composant MgB_2 . Le MgB_2 ainsi formé est alors très dense, ce qui se ressent sur la densité de courant critique qui est 3 à 5 fois supérieure à celle obtenue avec le procédé PIT. Cependant, la rétraction de volume, due à la réaction, existe et tend à "creuser" le cylindre de magnésium, il y a donc formation d'un "trou" au centre de chaque filament supraconducteur représenté sur la Figure 1.10b^[21], le trou peut fragiliser la structure mécaniquement. Une autre limitation, est la longueur de diffusion du magnésium dans le

17. Hyper Tech Research INC. *MgB₂ wire*. 2019.

18. Hitachi WEBSITE. *Hitachi Inspire the next*. 2019.

19. Columbus Superconductors SpA. *Website*. 2019.

20. G. GIUNCHI et al. *Supercond. Sci. Technol.* **16**. P. 285. 2003.

21. Wolfgang HASLER et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27**. P. 1-4. 2017.

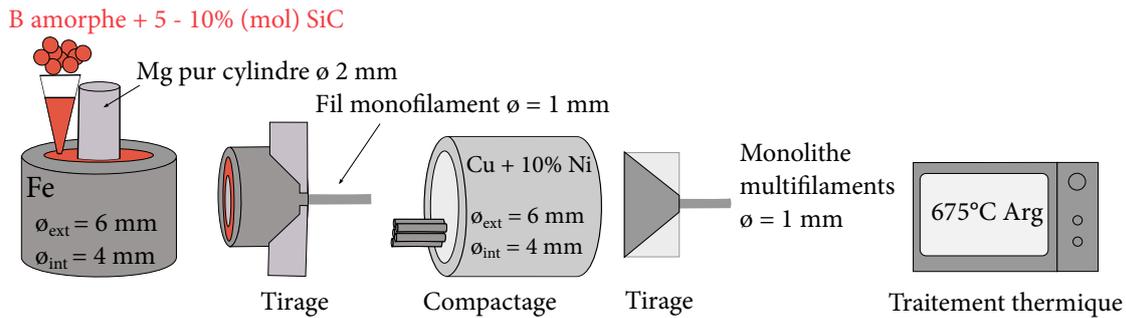


Figure 1.9 – Principales étapes de fabrication avec le procédé IMD

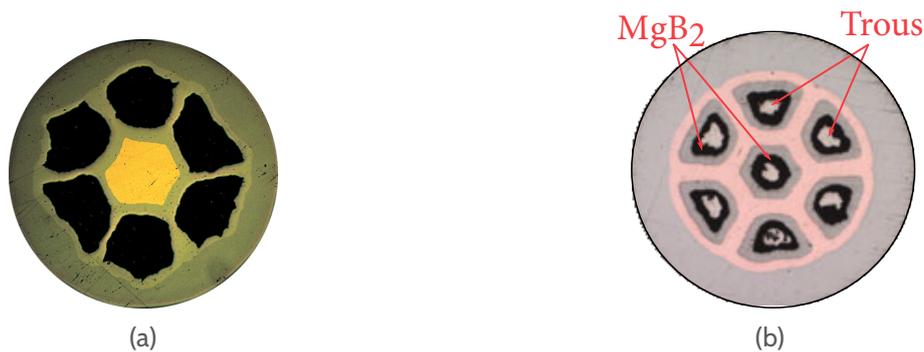


Figure 1.10 – Coupes de conducteurs issus des méthodes PIT et IMD^[21]. Les trous inhérents au procédé IMD sont bien visibles.

bore qui est limitée car le magnésium se diffuse par cercles concentriques et puisque le magnésium ne diffuse pas dans le MgB₂, la diffusion s'arrête aux alentours de 20-30 μm au contact de la première "barrière" de MgB₂ nouvellement formée. On obtient finalement un conducteur avec une densité de courant critique J_c élevée dans la phase supra mais extrêmement localisée qui présente un trou diminuant d'autant la densité de courant critique ingénieur J_e , on parle de taux de remplissage (*filling factor*) de MgB₂ faible. Les fabricants cherchent actuellement un moyen de diminuer le diamètre des filaments supraconducteurs et d'en augmenter le nombre. Parmi les fabricants utilisant ce procédé pour la réalisation de leurs conducteurs, on peut citer *Hyper Tech research Inc.* aux États-Unis. Le désavantage de cette méthode, est le faible J_e et son manque d'homogénéité sur des grandes longueurs de conducteurs.

c) Autres procédés

Il existe d'autres procédés en plus des procédés PIT et IMD qui sont, soit des procédés nouveaux, soit des procédés dérivés des précédents. On peut citer le procédé IMD-PIT qui couple une approche IMD avec un cylindre de magnésium au centre de la matrice et une approche PIT avec non plus seulement de la poudre de bore, mais un mélange de poudre de magnésium et de bore (généralement couplé à des dopants, notamment le Coronene C₂₄H₁₂). Par ce procédé, le trou central est réduit et le taux de remplissage est plus élevé^[22]. Le procédé Advanced Internal Magnesium Infiltration est directement dérivé de la méthode IMD et est utilisé par les américains HyperTech dans l'élaboration de leurs conducteurs de seconde génération. D'autres procédés de rupture par rapport aux autres procédés classiques sont développés, notamment le procédé Continuous Tube Forming/Filling (CTFF)^[23] par "couture au laser". Récemment, des développements en ce sens ont été mené par la société

22. Shujun YE et Hiroaki KUMAKURA. *Supercond. Sci. Technol.* **29**. P. 113004. 2016.

23. Y. C. GUO et al. P. 701-708. 1997.

EpochWires^[24,25] qui présentent l'avantage de pouvoir produire en continue de très grandes longueurs de conducteur MgB_2 et donc réduire les coûts. Il s'agit d'un procédé de soudage par laser de gaines en forme de "U" dans lesquelles sont insérées les poudres *in-situ* de MgB_2 . Le tréfilage est ensuite assuré par la société Bekaert^[26]. L'un des inconvénients de ce procédé est du à la méthode de tréfilage qui ne permet de réaliser que des monofilaments. Enfin, le procédé Powder In Sealed Tube ou poudre en tube scellé (PIST)^[27] utilise un tube en acier SS304 dans lequel est inséré le mélange de poudre. Après un traitement thermique de 800 °C pendant 2 h, la phase MgB_2 est formée malgré l'absence de phase B_2O_3 . L'intérêt de ce procédé est l'augmentation significative de la température critique (entre 42,25 K et 41,8 K en fonction de l'ajout en fraction massique de Mg (de 0 à 10 wt%)).

1.2.4 Optimisation des performances des fils

a) Préparation des éléments de base du MgB_2

Il est possible d'améliorer les performances des conducteurs MgB_2 en fonction de leurs applications (transport de courant, hauts champs, courant alternatif...). Tout d'abord, la qualité des composés magnésium et bore est primordiale, le bore doit avoir un taux de pureté supérieur à 98 %, en passant d'un taux de pureté de bore de 95 % à 99 %, le courant critique ingénieur des conducteurs du projet LINK du CERN (voir Section 1.3.1), est passé de 750 A/mm² à 1150 A/mm² à 4,3 K sous 1 T, soit une augmentation de près de 50 %^[28]. Le bore doit être amorphe et de taille de l'ordre de 100 nm^[29], les impuretés doivent être limitées (notamment les oxydes MgO et B_2O_3). Les principaux fabricants de bore sont SMI (Specialty Materials, Inc.) aux États-unis et Pavezyum en Turquie. Des variantes existent et l'on peut trouver du bore pur ou encapsulé dans du carbone afin de le préparer au dopage.

b) Dopage chimique

Le dopage permet d'améliorer les performances supraconductrices du MgB_2 . Il peut s'agir d'augmenter le B_{c2} ou d'améliorer le J_c par l'introduction d'éléments de substitution dans la maille de MgB_2 . Le dopage au carbone est le dopage le plus couramment utilisé car il augmente le B_{c2} et le B_{irr} ^[30] en substituant le bore dans la maille. Cependant, un effet négatif est la diminution du T_c en fonction de la stoechiométrie de carbone dans la maille^[31] comme le montre la Figure 1.11a^[32]. En substituant les atomes de bore par des atomes de carbone, du désordre est créé dans la maille, une transition s'opère alors : la supraconductivité à deux bandes du MgB_2 passe à un caractère unibande^[33]. Le dopage carbone a des limites car même s'il réduit l'anisotropie de $B_{c2ab,c}$ il ne la supprime pas et son effet est limité sur $B_{c2||c}$ ^[32]. D'autres dopants sont utilisés pour améliorer le B_{c2} , on peut citer le SiC^[34] utilisé dans le procédé IMD ainsi que le Coronene^[35] ($\text{C}_{24}\text{H}_{12}$) qui permet de faciliter la diffusion du carbone dans la maille de MgB_2 . Outre la diminution de la température critique, la présence de carbone, que ce soit pur ou présent dans le composé SiC, augmente néanmoins la résistivité du MgB_2 ^[36]

24. Epoch WIRE. *Infinite Superconductivity*. 2019.

25. S. ATAMERT et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26**. P. 1-4. 2016.

26. BEKAERT. *Better together*. 2019.

27. A. IMADUDDIN et al. *Journal of Low Temperature Physics* **195**. P. 460-473. 2019.

28. M. HAGNER et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26**. P. 1-5. 2016.

29. Jiaojiao ZHOU et Peng BAI. *Asia-Pac. J. Chem. Eng.* **10**. P. 325-338. 2015.

30. W HÄSSLER et al. *Superconductor Science and Technology* **21**. P. 062001. 2008.

31. S LEE et al. *Physica C : Superconductivity* **397**. P. 7-13. 2003.

32. J. KARPINSKI et al. *Phys. C Supercond.* **456**. P. 3-13. 2007.

33. R.S. GONNELLI et al. *Journal of Physics and Chemistry of Solids* **67**. P. 360-364. 2006.

34. S. X. DOU et al. *Physical Review Letters* **98**. 2007.

35. Hideki TANAKA et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*. P. 1-1. 2016.

36. M EISTERER et al. *Supercond. Sci. Technol.* **20**. P. 117-122. 2007.

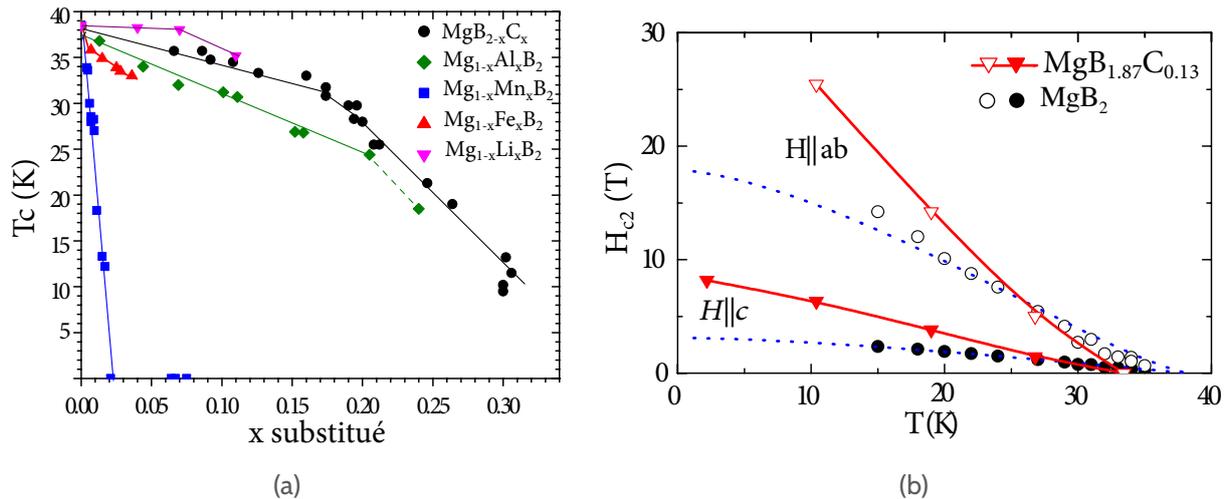


Figure 1.11 – Dépendance de la température critique (a) et du champ critique (b) en fonction du taux de substitution d'éléments dopant (adapté de J. KARPINSKI^[32])

c) Application de hautes pressions

L'état de poudre initial du MgB_2 limite la connectivité entre les grains. ROWELL^[12] estime que 8-17% de la section de la phase MgB_2 conduit le courant à cause de la porosité. L'augmentation de la température de réaction augmente la connectivité entre les grains mais diminue le B_{c2} ^[37]. Nous avons vu précédemment que le dopage permettait d'améliorer la connectivité même si cette méthode montre ses limites. En comprimant la poudre par l'application de hautes pressions, on peut d'une part réduire les vides présents entre les grains mais également texturer le magnésium et ainsi améliorer les performances globales des filaments supraconducteurs, on parle alors de méthode de densification. Une étude^[38] réalisée sur des conducteurs *in-situ* et dopés à l'acide malic ($\text{C}_4\text{H}_6\text{O}_5$), montre une augmentation du courant critique d'un facteur deux à 4,2 K sous 10 T après application de la méthode de Cold High Pressure Densification (CHPD) sous une pression de 1,48 GPa. On constate également une augmentation du B_{irr} (19,3 T à 22 T), d'autres études confirment ces résultats^[39]. Cette augmentation des performances sur les conducteurs *in-situ*, est principalement due à une réduction des vides dans la phase MgB_2 et d'une augmentation des zones de contact entre les grains. Une étude^[40] portant sur des conducteurs *ex-situ* fait état d'une augmentation des performances supraconductrices. Après application d'une pression de 2 GPa, le J_c a été amélioré d'un facteur 2,2 à 4,2 K sous 10 T. Cette augmentation s'explique par la dégradation de la couche d'oxyde MgO résistive entourant les grains de MgB_2 lors de la mise sous pression. Il est alors possible de ralentir voire d'annuler l'oxydation des filaments *ex-situ* dans le temps par ce procédé comme méthode curative.

1.3 Principales applications du MgB_2

1.3.1 Câbles pour le transport de courant

Le MgB_2 pourrait être utilisé lors d'applications bas champs pour le transport de forts courants. L'intérêt d'utiliser des câbles supraconducteurs plutôt que des conducteurs résistifs est de permettre de transporter plus de courant dans un encombrement minimum. Par ailleurs, ces câbles pourraient,

12. John M ROWELL. *Supercond. Sci. Technol.* **16**. R17-R27. 2003.

37. A. MATSUMOTO et al. *Appl. Phys. Lett.* **89**. P. 132508. 2006.

38. M S A HOSSAIN et al. *Supercond. Sci. Technol.* **22**. P. 095004. 2009.

39. C SENATORE et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21**. P. 2680-2685. 2011.

40. M KULICH et al. *Supercond. Sci. Technol.* **26**. P. 105019. 2013.

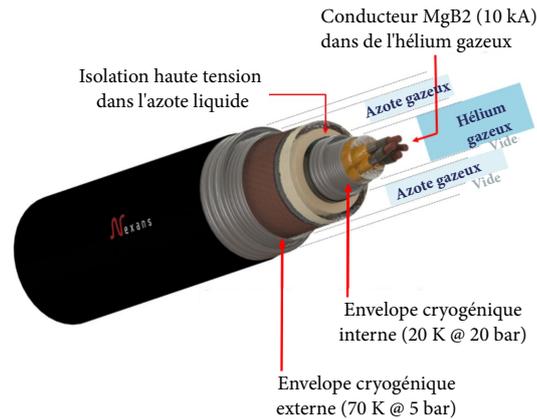


Figure 1.12 – Câble supraconducteur développé par la société Nexans utilisé dans le projet BEST PATHS (adapté de A. BALLARINO^[42])

en plus de transporter du courant, être utilisés pour transporter de l'hydrogène liquide. Un projet a vu le jour en Russie, à l'institut JSC VNIIEP^[41], utilisant des rubans *ex-situ* du constructeur Columbus Superconductors SpA bobinés en faisceau hélicoïdal autour d'un tube. Actuellement, 30 m de câbles ont été testés à 3000 A à 20 K supportant 50 kV soit environ 150 MW transportés.

Le projet BEyond State-of-the-art Technologies for rePowering AC corridors and multi-Terminal HVDC Systems (BEST PATHS)^[42,43] a pour but quant à lui, de développer un réseau européen en courant continu haute tension alimenté par les énergies renouvelables de demain. La phase cinq du programme (DEMO 5) concerne la mise en place et le test au CERN d'une ligne de 2×20 m supraconductrice haute tension (20 kA capable de transporter jusqu'à 3,2 GW). Les conducteurs sont refroidis par circulation d'hélium gazeux à 24 K, une gaine externe d'isolation électrique permet de faire circuler l'azote liquide (Figure 1.12^[42]).

Dans le cadre du projet LHC High Luminosity upgrade, des câbles MgB₂ ont été fabriqués afin de permettre l'alimentation en courant des futurs aimants du LHC (projet LINK^[44-46]), il s'agit d'une dizaine de conducteurs de 300-500 m (chacun pouvant transporter 0,12-18 kA) regroupés en lignes (des "link") permettant le transfert de plus de 150 kA à 20 K refroidis à l'hélium gazeux. Les lignes seront intégrées au LHC en 2024.

1.3.2 IRM et prototypes d'IRM

Le MgB₂ pourrait également servir à la construction d'aimants d'IRM (Imagerie par Résonance Magnétique). Le marché de l'IRM croît de 5 % chaque année, dont 60 % délivrant un champ de 1,5 T, 30 % un champ de 3 T, les quelques pourcents restants sont majoritairement des IRM de recherche délivrant un champ d'au moins 7 T^[47] ou des aimants très bas champs (0,5 T) souvent résistifs. La résolution spatiale de l'image, le rapport signal/bruit sont d'autant meilleurs que le champ magnétique est plus élevé^[7], d'où l'intérêt pour les instruments de recherche de produire des hauts champs comme pour le projet Iseult^[48] qui vient d'atteindre un champ de 11,7 T. Actuellement, les IRM sont majoritairement fabriqués à partir de NbTi et sont refroidis par des systèmes de réfrigération qui utilisent de l'hélium liquide (environ 1000 l) à des températures de 4,2 K.

41. V.S. VYSOTSKY et al. *Phys. Procedia* **67**. P. 189-194. 2015.

42. A. BALLARINO et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26**. P. 1-6. 2016.

43. Best PATH. *Site web*.

44. Amalia BALLARINO. *Supercond. Sci. Technol.* **27**. P. 044024. 2014.

45. A. BALLARINO et R. FLÜKIGER. *J. Phys. Conf. Ser.* **871**. P. 012098. 2017.

46. K KONSTANTOPOULOU et al. *Superconductor Science and Technology* **32**. P. 085003. 2019.

47. Yuri LVOVSKY et al. *Supercond. Sci. Technol.* **26**. P. 093001. 2013.

7. Philippe MANGIN et Rémi KAHN. 2018.

48. P VEDRINE et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **20**. P. 696-701. 2010.

L'imagerie par résonance magnétique utilise le moment magnétique de certains atomes et plus particulièrement celui de l'atome d'hydrogène. Présente dans l'eau et donc dans tous les tissus du corps humain, les atomes d'hydrogène du corps entrent en résonance avec le champ magnétique produit par les antennes radio fréquence, en tournant autour des lignes de champs magnétique statique (ou champ de fond) et stockent ainsi de l'énergie. Cette énergie, proportionnelle à la quantité d'atome d'hydrogène présente localement, est alors libérée à une certaine fréquence qui est détectée par un système et traitée par un ordinateur. L'utilisation du MgB_2 pourrait limiter le recours aux systèmes de réfrigération cryogéniques dépendants à l'hélium liquide grâce à sa température critique plus élevée. Affranchis des contraintes liées à un fonctionnement sous hélium liquide, bénéficiant d'une marge en température plus grande, fonctionnant à une température supérieure et donc bénéficiant d'une chaleur spécifique plus élevée, les IRM fabriqués à partir de MgB_2 pourraient devenir concurrentiels.

Les IRM actuels fonctionnent en boucle fermée et en mode dit persistant, la diminution du courant dans les jonctions doit être la plus lente possible, ce qui veut dire une résistance dans l'aimant inférieure à $10^{-9} \Omega$ ^[49]. Des travaux ont été menés au Massachusetts Institute of Technology (MIT)^[50-53] en ce sens, où des travaux sur des jonctions supraconductrices réalisées sur des monofilaments MgB_2 permettent d'atteindre sur un prototype d'aimant IRM (100 A, 15 K) une résistance au niveau des jonctions de l'ordre de $1,3 \times 10^{-10} \Omega$ ^[54]. Un prototype d'aimant d'IRM avec du conducteur Wind and React (W&R) a été réalisé et testé avec des joints de l'ordre de $2,5 \times 10^{-12} \Omega$ ^[52]. Autre point positif du MgB_2 , le taux de relaxation du MgB_2 est faible et similaire à celui du Nb_3Sn pour des champs inférieurs à 3 T sur des échantillons courts^[55], or un taux de relaxation faible est capital pour l'utilisation du MgB_2 dans des IRM persistents. Des prototypes d'IRM MgB_2 ont été développés, notamment au MIT avec des conducteurs *in-situ* refroidis à l'azote solide^[52,56,57]. Il existe également des études^[58] et des réalisations de prototypes d'aimants d'IRM refroidis par conduction solide ainsi que des études mécaniques^[59] sur des aimants d'IRM de 1,5 T. Actuellement, la société Paramed filiale de groupe ASG Superconductors, commercialise un IRM "ouvert" de 0,5 T appelé MROPEN : c'est le seul IRM commercial MgB_2 en fonctionnement^[60,61].

1.3.3 Autres prototypes d'aimants en MgB_2

D'autres types d'aimants supraconducteurs en MgB_2 ont été ou sont toujours en développement. Nous nous intéresserons plus précisément aux solénoïdes. ABIN et al.^[62] (Figure 1.13a) ont notamment conçu et réalisé un prototype hybride composé de trois solénoïdes concentriques (HTS – MgB_2 – NbTi) d'ouverture 40 mm. Utilisant du conducteur Columbus refroidi par conduction solide, ce système permet ainsi de tester les performances de l'aimant central en MgB_2 opérant à 100 A dans un champ de fond de 5 T à des températures de 4,2-20 K. Le prototype est bobiné en utilisant la méthode du "bobinage mouillé", c'est-à-dire qu'il n'y a pas d'imprégnation mais chaque couche est recouverte de résine epoxy avant de passer à la suivante, l'isolation est réalisée par l'ajout d'un film polyamide. Même s'il s'agit d'un prototype visant le développement d'un IRM pour le doigt, on

49. René FLÜKIGER. 2015.

50. WEIJUN YAO et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19**. P. 2261-2264. 2009.

51. J. LING et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25**. P. 1-5. 2015.

52. Jiayin LING et al. *Supercond. Sci. Technol.* **30**. P. 024011. 2017.

53. Dongkeun PARK et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **28**. P. 1-5. 2018.

54. JIAYIN LING et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23**. P. 6200304-6200304. 2013.

55. C. SENATORE. T. 824. P. 654-661. 2006.

56. J. BASCUNAN et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **16**. P. 1427-1430. 2006.

57. Weijun YAO et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond. Publ. IEEE Supercond. Comm.* **18**. P. 912-915. 2008.

58. Tanvir BAIG et al. *Supercond. Sci. Technol.* **27**. P. 125012. 2014.

59. Abdullah Al AMIN et al. *Superconductor Science and Technology* **29**. P. 055008. 2016.

60. M. MODICA et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **17**. P. 2196-2199. 2007.

61. M. RAZETI et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **18**. P. 882-886. 2008.

62. Dmitry ABIN et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **28**. P. 1-4. 2018.

peut citer les récents travaux de CHOI et al.^[63] (Figure 1.13b). Ce prototype est fabriqué à partir d'un conducteur monofilament provenant du fabricant Hitachi, Ltd et refroidi par conduction solide au moyen d'une tête froide. L'aimant a été recuit une fois bobiné (méthode W&R, cf. Section 1.2.2), l'objectif de 1,75 T en mode continu sous 112 A à 5 K a été atteint avec une jonction supraconductrice inférieure à $1,2 \times 10^{-11} \Omega$. Des tests complémentaires d'optimisation de la jonction supraconductrice dans l'optique d'effectuer des tests à plus hautes températures et à plus hauts champs sont prévus. D'autres aimants W&R, refroidis par tête froide, ont également été développés notamment au Japon par TANAKA et al.^[35] (Figure 1.13c). Cet aimant bobiné à partir de 300 m de conducteur Hitachi multifilament, possède un diamètre intérieur de 120 mm, un diamètre extérieur de 190 mm pour une hauteur de 41 mm et génère un champ de 2,2 T (262 A) à 24 K. Par la suite des tests d'excitations sur une nouvelle version de cet aimant MgB_2 ont également été menés par MATSUMOTO et al.^[64]. Refroidi alors dans un bain d'hydrogène liquide sous une température de 21-30 K soumis à un champ extérieur de 4,5 T, l'aimant a subi plusieurs quenches sans conséquence sur l'état du conducteur MgB_2 . Le courant critique de 400 A atteint était semblable au courant critique atteint sur du conducteur de petite longueur, ce qui prouve l'homogénéité du conducteur sur de grandes longueurs. Après cette présentation des prototypes d'aimants en MgB_2 ,

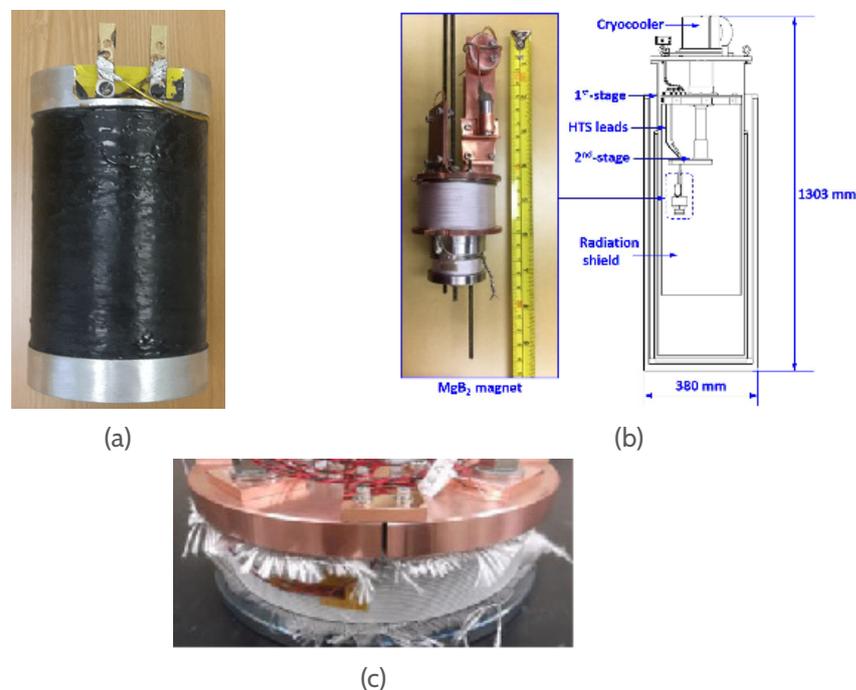


Figure 1.13 – Présentation des différents prototypes d'aimants MgB_2 : (a) prototype d'aimant MgB_2 imprégné par ABIN et al.^[62], (b) Prototype d'aimant IRM pour le doigt CHOI et al.^[63], (c) TANAKA et al.^[35]

1.4 Contexte et objectifs de la thèse

1.4.1 Historique et contexte

Un prototype d'aimant MgB_2 1 T avait été dimensionné lors de la thèse de Raphaël PASQUET^[65] au CEA Saclay en 2015. Une station d'essai dédiée à la caractérisation de conducteur MgB_2 avait été

63. Yoon Hyuck CHOI et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **29**. P. 1-5. 2019.

35. Hideki TANAKA et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*. P. 1-1. 2016.

64. Taito MATSUMOTO et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **29**. P. 1-5. 2019.

65. Raphael PASQUET. 2015.

également mise au point^[66]. C'est dans ce contexte que la thèse a débuté. Au début de la thèse, le prototype 1 T a été testé^[67] et suite à ces tests, plusieurs améliorations/modifications ont été proposées :

- Usinage d'une fente dans les deux brides du mandrin en cuivre afin d'éviter les principales boucles de courants de Foucault lors des rampes de courant.
- Amélioration de l'imprégnation qui n'était pas complète dans la bobine.

Le conducteur est arrivée plus tard que prévu et en trois longueurs (défauts à différents endroits du conducteurs), cela a entraîné quelques modifications supplémentaires à prévoir :

- Présence de deux jonctions résistives au centre du bobinage avec drains thermiques assurant leur thermalisation
- Thermalisation du bobinage sur le diamètre extérieur sous la frette

Pour des raisons économiques et de planning, le prototype MgB_2 2 T s'est construit à partir du prototype 1 T : le prototype 1 T a été débarrassé de son bobinage et les pièces du mandrin réutilisées pour l'assemblage du prototype 2 T.

1.4.2 Objectifs

L'objectif du prototype de la thèse est de vérifier la tenue des performances du conducteur MgB_2 en conditions réelles validant trois aspects :

- Notre capacité de dimensionnement électrique, thermique et mécanique
- Les procédures de fabrication pendant toutes les étapes menant à sa réalisation
- Les performances attendues du conducteur MgB_2 sur toute sa longueur et aux jonctions. Cela signifie que les contraintes dans le conducteur pendant toutes les étapes de fabrication ont été maîtrisées ainsi que lors de la mise en froid et la montée en courant.

L'objectif final étant la réalisation d'un prototype en MgB_2 2 T refroidi par conduction dans un champ de fond de 3 T (5 T au total).

1.4.3 Problématiques

Les objectifs de la thèse répondent à plusieurs problématiques :

Champ 5 T L'objectif de 5 T 2 T seul plus 3 T produit par un aimant de champs de fond permet de comparer les performances du MgB_2 avec les performances du NbTi notamment à cause du point d'inflexion du $J_c(B)$ qui se situe à 5 T pour le NbTi.

Conduction solide Ce déficit est directement lié à la raréfaction de l'hélium, afin de parvenir à un refroidissement efficace, il est nécessaire d'optimiser la thermalisation utilisée pour le prototype 1 T notamment à cause de la présence de jonctions résistives.

Conducteur React and Wind (R&W) Nous l'avons vu, l'enjeu du MgB_2 est sa température et son coût, c'est pourquoi nous avons privilégié l'utilisation de conducteur R&W plutôt que W&R afin de promouvoir l'utilisation du MgB_2 à bas coût. Il faut donc, en amont, réaliser des caractérisations mécaniques afin de garantir les performances supraconductrices lorsque le conducteur est bobiné sur un faible rayon de courbure.

Le conducteur est un élément essentiel du prototype, la caractérisation de ses performances supraconductrices et la compréhension de son comportement mécanique assurent le bon dimensionnement du prototype. C'est l'enjeu du chapitre qui suit.

66. R. PASQUET et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24**. P. 1-5. 2014.

67. Christophe BERRIAUD et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **28**. P. 1-5. 2018.

CHAPITRE 2

Caractérisation des conducteurs MgB₂

UNE partie du travail de thèse s'est portée sur la caractérisation de conducteurs supraconducteurs MgB₂. L'objectif était de sélectionner un conducteur performant à fort champ (5 T à 10 K) pour bobiner le prototype d'aimant, parmi ceux développés par plusieurs fabricants. Après une description de la méthode utilisée pour mesurer le courant critique, nous présenterons les différents conducteurs testés ainsi que leurs caractéristiques. Les stations d'essais utilisées lors des campagnes de tests ainsi que leurs modes opératoires seront détaillés. Une seconde partie consacrée à l'analyse des données issues des tests effectués au Laboratoire National des Champs Magnétiques Intenses (LNCMI) permettra d'introduire la problématique de dégradation de la phase supraconductrice lors du cintrage du conducteur : tout bobinage introduit un cintrage qui doit être maîtrisé. La dernière partie sera consacrée aux tests de courant critique sur la station du CEA où nous passerons en revue les différentes incertitudes de mesures avant de comparer les différentes densités de courant critiques des différents conducteurs. Une estimation des températures critiques des conducteurs complétera l'analyse avant de conclure sur le choix d'un conducteur pour le prototype.

2.1 Présentation

2.1.1 Mesure des courants critiques des conducteurs

a) Description de la méthode de mesure du courant critique

Plusieurs méthodes expérimentales permettent de déterminer le courant critique d'un conducteur^[68]. La méthode utilisée ici est une méthode de transport de courant : une rampe de courant est injectée sur toute la longueur de l'échantillon tout en mesurant la tension générée. On obtient alors une courbe caractéristique appelée "courbe V-I" (Figure 2.1). La mesure expérimentale peut être approximée par une méthode des moindres carrés à partir de celle donnée par :

$$U_{\text{calc}} = \ell E_c \times \left(\frac{I_m}{I_c} \right)^n \times 10^{-6} + RI_m + \text{offset} \quad (2.1)$$

Avec :

- ℓ Longueur considérée entre deux prises de potentiel [cm]
- E_c Critère de détection du champ électrique (0,1 $\mu\text{V}/\text{cm}$)
- n Index n [-]
- I_m Courant mesuré [A]
- I_c Courant critique [A]

R Résistance [$\mu\Omega$]

La courbe d'ajustement (ou fit) est représentée en orange sur la Figure 2.1. La ligne verte quant à elle représente la limite du critère en prenant en compte l'offset et la résistance normalement négligeable (soit $\ell E_c + \text{offset} + RI$). L'intersection de la ligne verte avec la ligne orange donne le I_c . Le programme permettant le fit de la courbe est optimisé :

- L'alimentation de 600 A utilisée sur la station du CEA (voir plus loin) n'est pas toujours stable en dessous de 60 A, ainsi le début de la courbe est ignoré quand le bruit est trop important.
- Le fit est pondéré c'est-à-dire qu'il donne plus de poids aux points proches du I_c estimé.
- En cas de quench, le programme de fit ignore les points qui excèdent huit fois le critère.

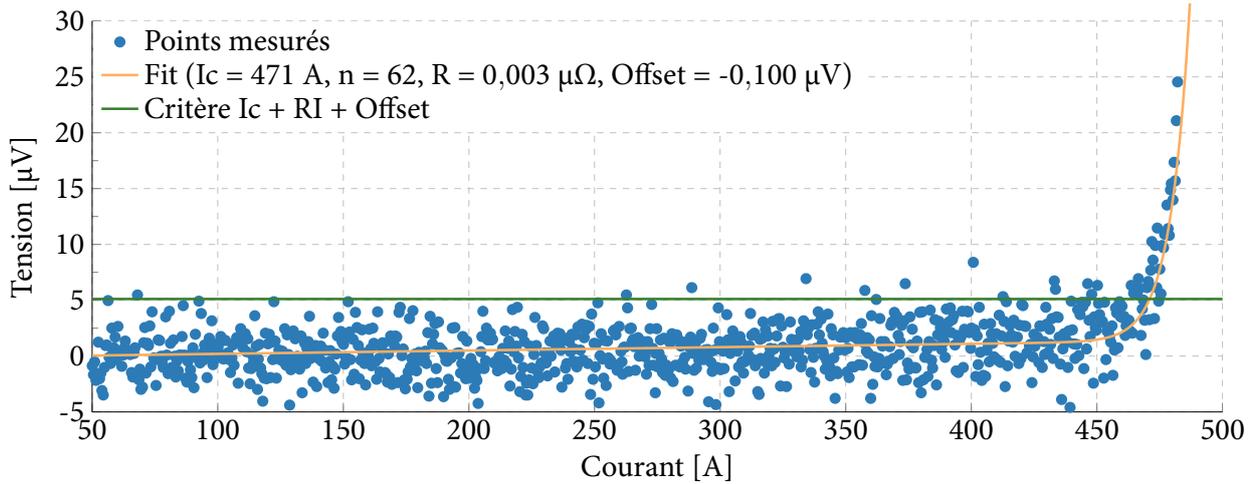


Figure 2.1 – Exemple de courbe V-I caractéristique issue du programme python de fit

b) Présentation du "fit Bottura"

Afin de d'obtenir des valeurs de densité de courant critique J_c en fonction du champ magnétique et la température, un modèle de regression est utilisé sur l'ensemble des données mesurées, les performances d'un conducteur peuvent ainsi être prédites dans la zone mesurée. Ce modèle est communément appelé le fit Bottura^[69]. À l'origine utilisé pour le NbTi, il est utilisé ici pour la prévision de courants critiques à des températures proches des données expérimentales avec une précision (lorsque les températures et les champs sont proches) de l'ordre de 5 %^[69], ce qui est suffisant dans la plupart des cas. L'Équation (2.2) ainsi que le Tableau 2.1 donnent les différents paramètres du fit et leurs significations.

$$J_{\text{fit}}(B, T) = \frac{C_0}{B} b^\alpha (1-b)^\beta (1-t^n)^\gamma \begin{cases} b = \frac{B}{B_{c2}(T)} & \text{avec } B_{c2}(T) = B_{c20}(1-t^n) \\ t = \frac{T}{T_{c0}} & \text{et } T_c(B) = T_{c0} \left(1 - \frac{B}{B_{c20}}\right)^{1/n} \end{cases} \quad (2.2)$$

En général, le fit s'effectue sur les données fabricants ou sur les données d'articles. En optimisant les paramètres par une méthode des moindres carrés, on obtient un fit des données constructeur que l'on extrapole ensuite afin d'estimer les performances sur d'autres plages de températures et de champs. Le fit permet aussi de comparer les données entre elles et leurs cohérences sur les échantillons testés.

69. L. BOTTURA. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **10**. P. 1054-1057. 2000.

Notation	Unité	Définition
$J_{\text{fit}}(H, T)$	[A/m ²]	Densité de courant critique
$T_c(H)$	[K]	Température critique
$B_{c2}(T)$	[T]	Champ critique supérieur
T_{c0}	[K]	Température critique maximale pour B = 0
B_{c20}	[T]	Champ critique supérieur maximal à T = 0
$C_0, \alpha, \beta, \gamma, n$	[-]	Paramètres du fit

Tableau 2.1 – Définition des notations utilisées pour le fit Bottura

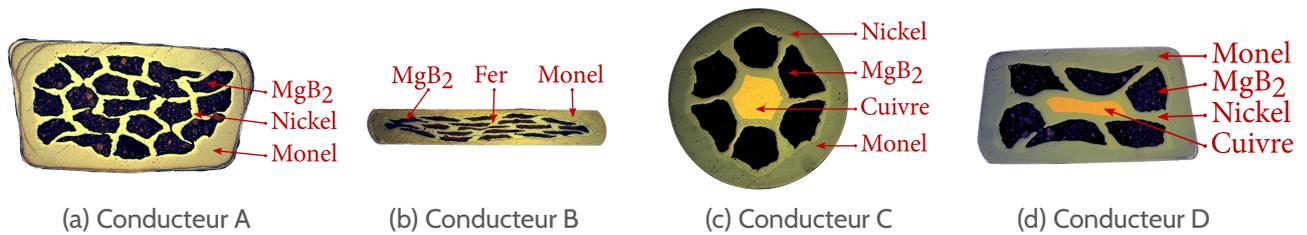


Figure 2.2 – Vue en coupe des différents conducteurs testés au LNCMI de Grenoble ainsi que leurs compositions respectives

c) Présentation des conducteurs

Six conducteurs ont été testés : cinq provenant du fabricant Columbus Superconductors SpA, un autre provenant d'HyperTech Research Inc. représentés sur les Figures 2.2 et 2.3. Les caractéristiques des conducteurs sont présentées dans le Tableau 2.2. Ce sont tous des conducteurs issus de la méthode de fabrication PIT et sont déjà réagis (R&W). Les conducteurs présentent tous une gaine en Monel qui facilite le brasage. Parmi les caractéristiques, on peut citer le taux de remplissage important pour le conducteur A, au-dessus du taux de remplissage communément rapporté pour les PIT^[70,71]. Les conducteurs C et D sont d'ailleurs désavantagés sur ce point par un filament central en cuivre qui assure leur protection en cas de quench. Le conducteur B est le seul des conducteurs Columbus à présenter une gaine interne en fer. La seule différence entre le conducteur C et D réside en sa géométrie circulaire pour le premier, rectangulaire pour le second. Ce dernier a été retravaillé à partir du conducteur C circulaire, après passages à travers une tête de Turc afin d'en prendre la forme rectangulaire souhaitée. On note également l'exception du conducteur F réalisé à partir d'une méthode *in-situ* qui présente une barrière en Nb entre les filaments de MgB₂ et la gaine de cuivre absente chez les conducteurs Columbus.

Ces conducteurs Columbus ont été développés majoritairement pour l'industrie de l'IRM pour des applications à moyens et hauts champs. Le conducteur B, de par la présence de fer dans sa gaine interne peut aussi être utilisé comme commutateur dans les IRM en mode continu car le fer augmente la résistance du conducteur dans son état normal. Le développement des conducteurs Columbus étant donc orienté de façon à rencontrer un marché bien particulier. Les conducteurs sont donc proches de la qualité commerciale même si la production industrielle doit encore être mise au point : le conducteur commercial final peut légèrement varier de la version présentée ici.

70. P KOVÁČ et al. *Superconductor Science and Technology* **26**. P. 105028. 2013.

71. Pavol KOVAC et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **25**. P. 1-7. 2015.

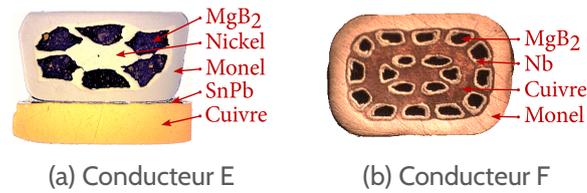


Figure 2.3 – Vue en coupe des différents conducteurs testés au CEA de Saclay ainsi que leurs compositions respectives

	CEA	LNCMI
Températures [K]	5 K → 40 K	4,2 K
Champs de fond [T]	0 → 3 T (H0)	4 → 8 T (aimant résistif)
Courant maximal [A]	600	600
Type d'échantillon	“Vamas”	Court
Longueur de l'échantillon [mm]	1100	~ 100
Longueurs testées [mm]	10	350–380 / 900–950

Tableau 2.3 – Principales caractéristiques des stations d'essais du LNCMI et du CEA. On remarque une bonne complémentarité des stations d'essais pour la caractérisation des conducteurs

	A	B	C	D	E	F
Station utilisée pour les tests	LNCMI	LNCMI	LNCMI	LNCMI	CEA	CEA
Fabricant (Columbus/Hypertech)	Col	Col	Col	Col	Col	HTech
Méthode de réaction	<i>ex-situ</i>	<i>ex-situ</i>	<i>ex-situ</i>	<i>ex-situ</i>	<i>ex-situ</i>	<i>in-situ</i>
Dopage [élément – %]	C	C	C	C	C	C – 2%
Section [mm ²]	2 × 1	3 × 0,5	1,81	2 × 1	2 × 1 ^b	1,5 × 1
Taux de remplissage [%]	34	18		28	26	13
Nombre de filaments SC	19	19		6 ^a	6	18
Matériau gaine interne	Ni	Fe		Ni	Ni	Cu
Matériau gaine externe	Monel	Monel		Monel	Monel	Monel
Matériau barrière	–	–		–	–	Nb

^a 6 filaments en MgB₂ + 1 filament central en cuivre

^b Sans la section de stabilisation en cuivre de 2 × 0,5 mm²

Tableau 2.2 – Caractéristiques des conducteurs ainsi que les stations utilisées pour les tests

2.1.2 Dispositifs expérimentaux du CEA et du LNCMI

Afin de caractériser les différents conducteurs, les tests ont été effectués sur deux stations différentes qui présentent des conditions d'essais qui sont complémentaires. L'enjeu de cette section est de présenter en détail leurs spécificités. Le tableau Tableau 2.3 présente leurs principales différences et complémentarité.

a) Dispositif expérimental et protocole de mesure au CEA

La station d'essai du CEA réalisée dans le cadre d'une thèse^[65,66] permet d'effectuer des tests de courants critiques à des températures et des champs variables (jusqu'à 4,2 K et 3 T). La mise en froid est assurée par un cryocooler ; le refroidissement s'effectue donc uniquement par conduction solide de la tête froide jusqu'à l'échantillon presque 2 m plus bas. La station a du être déménagée du bâtiment 198 au bâtiment 192 (la dernière version est présentée Figure 2.4). Pendant la période de déménagement, différentes améliorations ont pu être apportées et seront rappelées dans cette section.

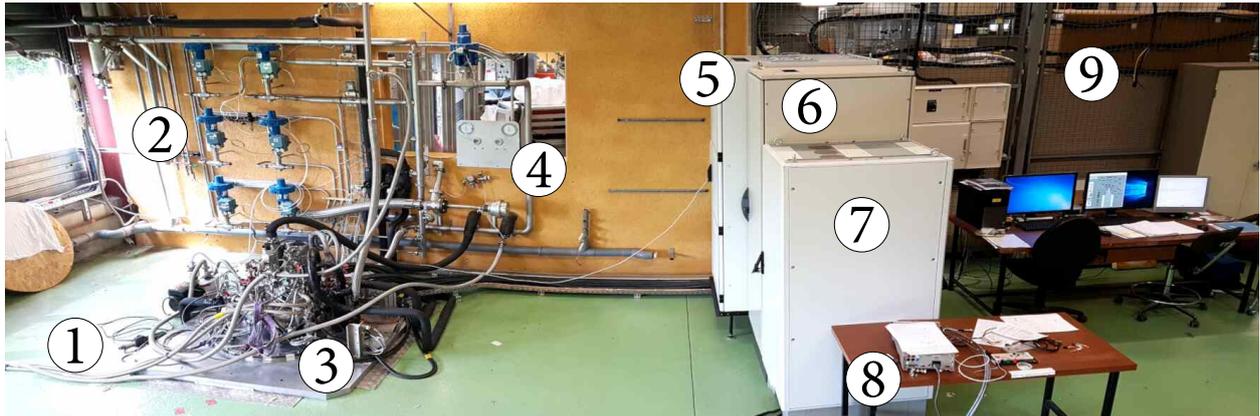


Figure 2.4 – Vue panoramique de nouvelle la station d'essai du CEA Saclay. ① Position du bidon d'He ② Vannes ③ Cryostats (HO + station) ④ Alimentation N₂ ⑤ Armoire de puissance HO (alimentations 2 kA, protection ...) ⑥ Armoire instrumentation HO ⑦ Armoire insert (nanovoltmètres (x3), mesure du vide, alimentation, protection ...) ⑧ Oscilloscope (sonde de Hall) ⑨ Acquisition + commandes station

La station se compose de plusieurs organes distincts :

Aimant de champ de fond (H0) C'est un aimant en NbTi aussi appelé H0^[72], refroidi par hélium liquide qui peut générer un champ de fond de 3 T. Disposant d'une ouverture de 480 mm, il peut accueillir dans un anti-cryostat un porte échantillon ou un bobinage comme le prototype d'aimant. Une des particularité de H0 est son champ généré très homogène (350 ppm de crête à crête dans une sphère de 300 mm). Le champ est donc homogène sur l'ensemble du porte échantillon ou du prototype 2T, placés en son centre (Figure 2.5a). L'un des inconvénients de cet aimant massif de près de 800 kg est qu'il consomme beaucoup d'hélium (près de 500 l pour le refroidir puis 1000 l par semaine de test) ce qui rend les tests sous champs coûteux. Lors de la thèse, dans le but de limiter la consommation d'hélium notamment lors de quench inopinés, les amenées de courant (ADI) en NbTi ont été doublés de rubans en YBCO offrant plus de marge en température lorsque H0 n'est pas totalement rempli d'hélium (Figure 2.5b). Une vue d'ensemble de la partie bobine d'H0 est présentée Figure 2.5c.

L'insert dont la partie supérieure est représentée Figure 2.6a regroupe plusieurs fonctions. Tout d'abord, il supporte le porte échantillon presque 2 m plus bas par le biais de tiges en epoxy, cette distance permet d'éloigner le cryocooler du champ magnétique. Il dispose d'ADI "hybrides" constituées d'aluminium, de laiton, de Bi2223/REBCO et de cuivre (feuillard de connection des pads) connectées aux bornes du porte échantillon. La partie supraconductrice permet d'éviter la fuite des calories vers le premier étage du cryocooler, le bus barre en aluminium permet d'offrir une bonne conductivité tant électrique que thermique. Lors de la thèse, nous nous sommes aperçus que la brasure au bismuth entre les ADI en cuivre et les colonnes en

65. Raphael PASQUET. 2015.

66. R. PASQUET et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24**. P. 1-5. 2014.

72. T. SCHILD et al. *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19**. P. 2253-2256. 2009.

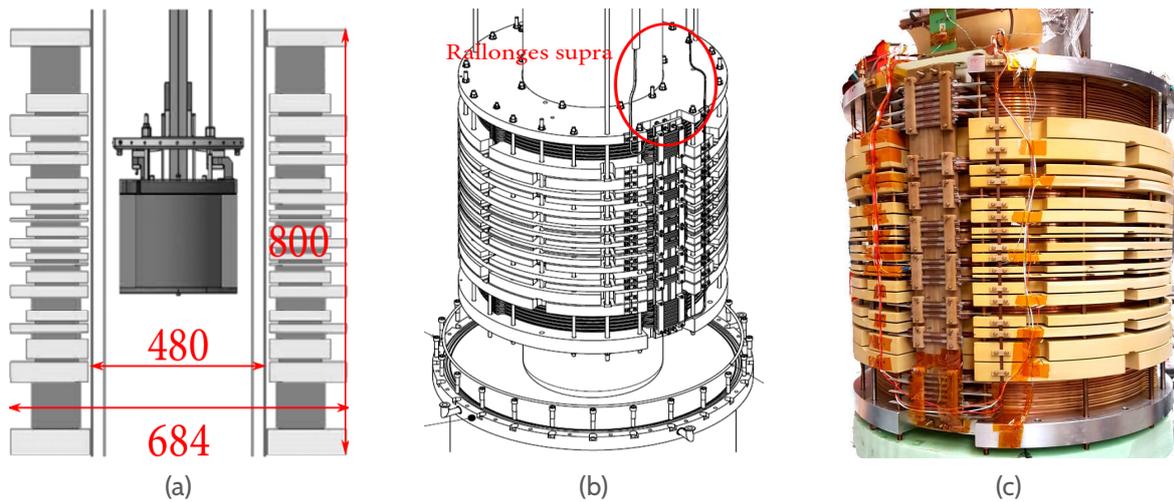


Figure 2.5 – Présentation de l'aimant de champ de fond HO (a) Vue en coupe de l'aimant 2T dans HO (b) Présentation de la station HO et des rallonges en YBCO (c) Photo de la partie bobine d'HO

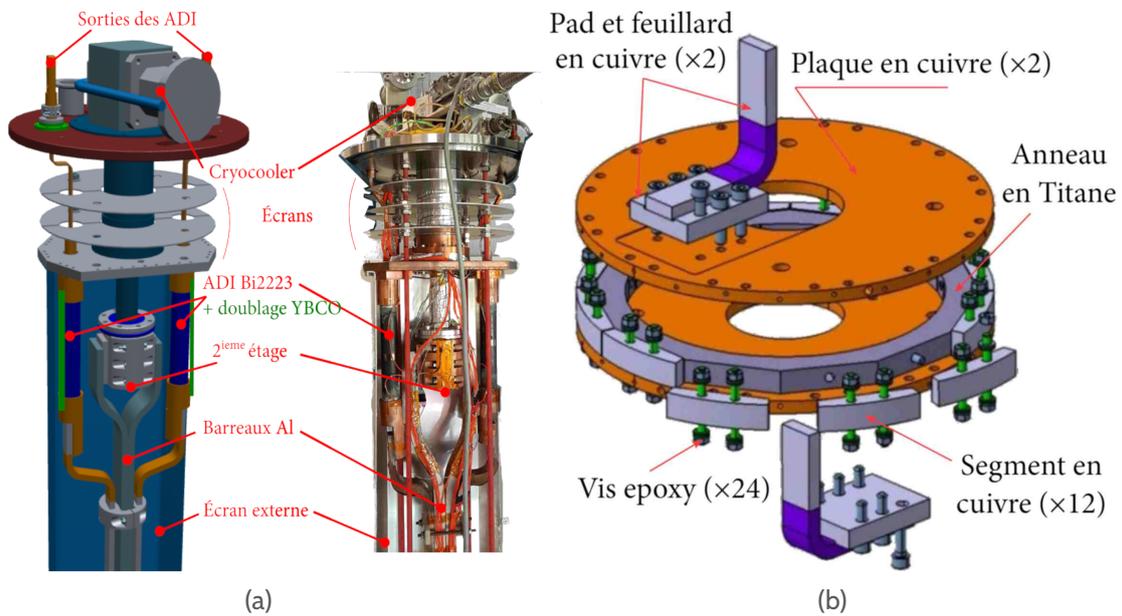


Figure 2.6 – Présentation des différents organes composants l'insert et le porte échantillon

Bi2223 (représentées en mauve Figure 2.6a) était très dégradée. Ces colonnes en Bi2223 ont donc elles aussi été doublées de rubans en YBCO.

Le porte échantillon représenté Figure 2.6b est constitué de deux plaques en cuivre séparées par un anneau en titane. Ces deux plaques en cuivre sont maintenues par des vis en epoxy (isolant électrique) traversantes complètent la couronne. Le support de l'échantillon à tester est garantie par des segments de cuivre boulonnés sur l'anneau en titane. L'isolation électrique entre les plaques en cuivre et le titane est assurée par du Kapton[®] (Figure 2.7c). L'alimentation en courant de l'échantillon se fait par le biais de deux ADI en feuillard de cuivre fixées sur les pads (borne + et borne -). L'intérêt d'un tel assemblage de titane et de cuivre est la prise en compte des contraintes thermiques différentielles lors de la mise en froid tout en assurant une bonne thermalisation. En effet, le titane se contracte peu lors de la mise en froid mais il est peu conducteur de la chaleur. Ainsi, le titane assure la tenue mécanique de l'échantillon qui aurait tendance à "glisser" du porte échantillon, le cuivre quant à lui, assure la bonne thermalisation lors des tests. Le porte échantillon avait été spécialement dimensionné pour le test de conducteur MgB₂ R&W, disposant d'un diamètre de 326 mm, il permet de tester plus d'un mètre de conducteur tout en limitant les contraintes de cintrage.

Préparation des échantillons

L'échantillon est bobiné sur un tour et demi (soit environ 1,5 m) sur le porte échantillon (Figures 2.6b et 2.7a à 2.7c). Après bobinage, le conducteur est soudé à ses extrémités sur environ 20 cm avant d'être sectionné (Figure 2.7a). Le conducteur est donc uniquement maintenu par les brasures et la tension de bobinage qui est de l'ordre de 20 N.

Dispositif expérimental

Afin de mesurer la température avec précision, le porte échantillon est équipé de trois sondes cernox insérées dans des trous aménagés dans les deux plaques en cuivre et dans les segments de cuivre. Ainsi, on est en mesure d'obtenir la température des plaques du haut et du bas mais également la température au plus proche de l'échantillon (Figure 2.7b). Le gradient de température inhérent à la conception des ADI entre la borne + et la borne - du porte échantillon est corrigé par des chauffeuses placées sur le pad le plus froid (borne +).

Des prises de potentiels sont soudées sur l'échantillon à différentes longueurs : U5 est la tension de la petite longueur (≈ 35 cm), U6 (≈ 90 cm) de la grande et enfin U7 de l'ensemble du porte échantillon (brasures comprises) (Figure 2.7d). Les longueurs ont là aussi été choisies afin de permettre une longueur de transfert optimale dans le supraconducteur^[65].

Protocole de mesure

Les tests sont effectués à températures et champs variables jusqu'à 3 T de champ de fond. Les échantillons sont d'abord testés sous champ maximal et température maximale (proche de T_c) afin d'éviter de dégrader l'échantillon lors du passage du courant à basse température et à faible champ. Les tests sont limités par l'alimentation en courant qui ne permet pas de dépasser 600 A. Les tests sont menés sur des échantillons courts et effectués suffisamment rapidement pour qu'il n'y ait pas d'échauffement et donc de gradient de température.

b) Dispositif expérimental et protocole de mesure au LNCMI

Les tests de courant critique au LNCMI de Grenoble ont été effectués avec le support de la société Columbus Superconductors SpA. Le programme d'acquisition des données et le porte échantillon que l'on a utilisé lors des tests ont été développés par Columbus.

Le Laboratoire National des Champs Magnétiques Intenses (LNCMI) de Grenoble^[73] dispose de plusieurs stations de test. L'une d'elles permet de tester des échantillons courts en bain d'hélium (4,2 K) dans un champ de fond allant jusqu'à 8 T produits par un aimant résistif appelé M5 (Figure 2.8a).

Préparation des échantillons

Lors de la campagne de test au LNCMI de Grenoble, seuls les conducteurs A, B, C et D ont été testés. Chaque type de conducteur a été préalablement cintré sur des supports de différents diamètres présentés Tableau 2.4. Après avoir été cintrés, les conducteurs sont redressés puis découpés en des longueurs de 9 cm. Bien que les conducteurs ne soient pas testés courbés mais droits, les

65. Raphael PASQUET. 2015.

73. LNCMI. *Laboratoire National des Champs Magnétiques Intenses - Grenoble*. 2019.

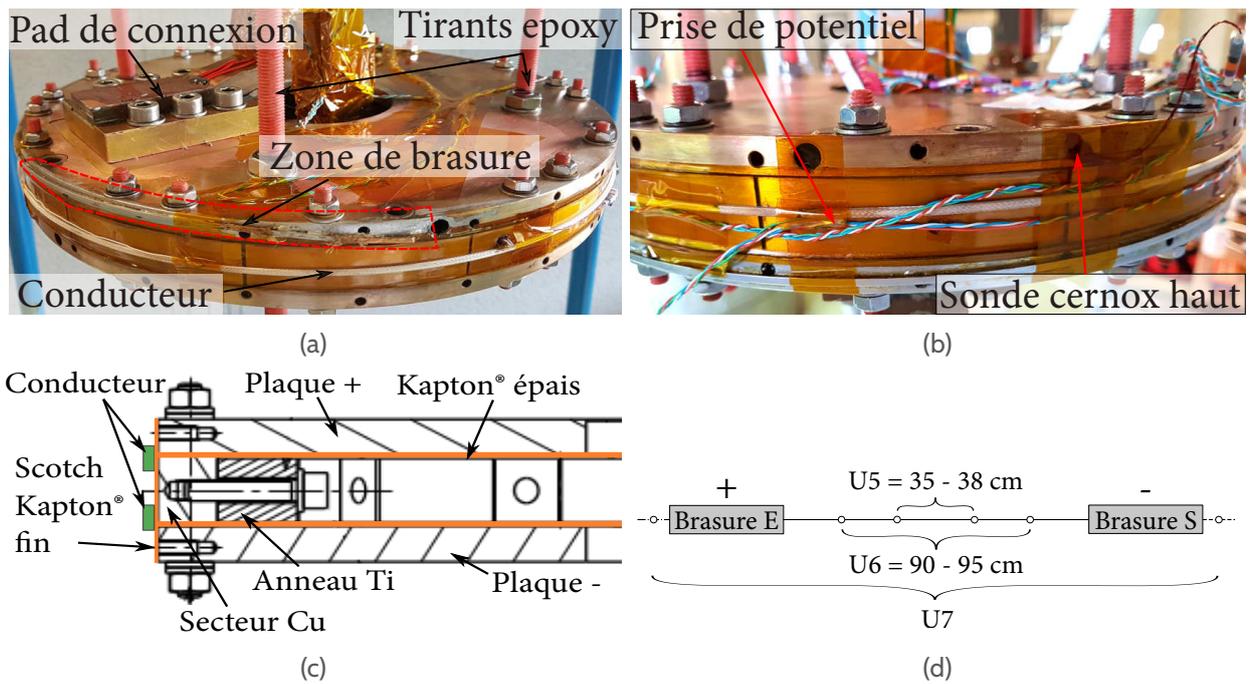


Figure 2.7 – Vue générale (a) et détail (b) du porte échantillon. (c) Coupe partielle du porte échantillon : l'isolation électrique est réalisée à différents endroits par du Kapton® (d) Représentation schématique de la position et de la longueur des différentes prises de potentiels sur l'échantillon ainsi que de l'emplacement des brasures

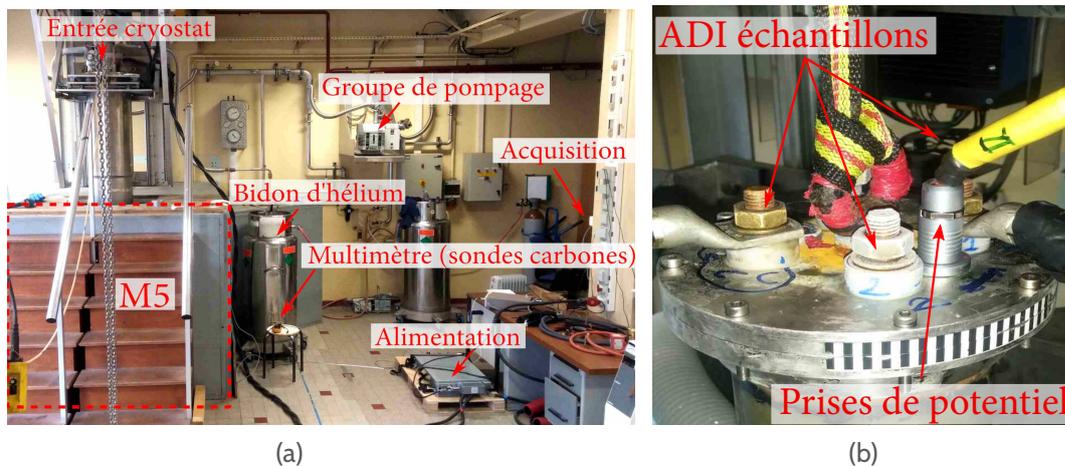


Figure 2.8 – Présentation de la station d'essai du LNCMI de Grenoble (a) présentation globale (b) détail des ADIs à l'entrée du cryostat

conditions des tests sont une bonne approximation des conditions réelles subies par les conducteurs (pre-contraintes lors du bobinage, rétreint thermique entre la température de brasage (180 °C) et la température de test (4,2K)).

Dispositif expérimental

La station d'essai est représentée Figures 2.8 et 2.9. Elle se compose d'un cryostat vertical dans lequel est plongée une canne sur laquelle est disposé un support pouvant accueillir jusqu'à trois échantillons courts d'une dizaine de centimètres de long. La canne dispose de quatre amenées de courant mais un seul échantillon peut être alimenté à la fois. Cependant, trois échantillons peuvent être testés sans qu'il ne soit nécessaire de les sortir du cryostat, en branchant les câbles de l'alimentation à

	A	B	C	D
Diamètre de cintrage [mm]	200, 160, 100	100, 76, 50	200, 100	300, 200, 160, 100

Tableau 2.4 – Diamètre de cintrage des différents échantillons

l'ADI correspondant à l'échantillon (Figure 2.8b). Un anneau en téflon permet, lorsqu'il est désséré, de pouvoir faire glisser la canne afin de placer l'échantillon à tester au centre du champ généré par M5. La canne est également munie de deux sondes de température de type carbone représentées Figure 2.9a reliées à un ohmmètre. Elles permettent de déterminer le niveau d'hélium dans le cryostat et s'assurer que les échantillons sont bien immergés.

Afin d'assurer la protection des échantillons, les conducteurs MgB_2 sont préalablement brasés sur un ruban en cuivre ($3 \times 0,2 \text{ mm}^2$). Les échantillons sont alors brasés (SnPb) sur le porte échantillon en cuivre, les zones de brasure sont représentées Figure 2.9 et cumulent une longueur de 3 cm au total. Au centre des échantillons, on place deux prises de potentiel espacées d'1 cm. Ainsi, la longueur minimale de transfert entre le support en cuivre et les filaments supraconducteurs est assurée. Après avoir connecté les fils de potentiel, on isole le tout avec du scotch Kapton[®]. La position du centre de l'aimant pour chaque échantillon est marquée au marqueur sur la coque de la canne (encadré Figure 2.9a). Les conducteurs sont montés de façon à ce que le champ extérieur soit perpendiculaire à la direction formée par la largeur des rubans. La force de Laplace plaque ainsi les échantillons contre le porte échantillon. La canne est alors insérée dans le cryostat par le biais d'une trappe située dans le plafond. On remplit le cryostat d'hélium jusqu'à la sonde carbone supérieure. Les tests de courant critique peuvent alors commencer.

Protocole de mesure

Des échantillons de référence qui n'ont jamais été cintrés (droits) sont d'abord testés afin d'en extraire une courbe de courant critique I_c de référence. Les échantillons cintrés puis redressés sont d'abord testés sous champ maximal (8 T) soit à courant faible. Si une instabilité est détectée lors du test de courant critique (comportement résistif, quench dû à un échauffement provenant des brasures résistives (aux alentours de 250 A), le test est arrêté et on passe à un autre échantillon avec un diamètre de cintrage plus grand. Dans le cas contraire, le champ est abaissé avant de réinjecter le courant dans le même échantillon. Les tensions sont enregistrées par un nanovoltmètre, le critère communément utilisé pour le MgB_2 et les LTS de $0,1 \mu\text{V}/\text{cm}$ est utilisé pour l'ensemble des tests pour E_c .

2.2 Résultats et analyses

2.2.1 Résultats des tests effectués au LNCMI de Grenoble

a) Densité de courant critique

La densité de courant critique est évaluée pour chaque configuration de conducteur (droit ou cintré sur différents diamètres), la Figure 2.10a présente les résultats obtenus pour les conducteurs droits de référence. Les conducteurs A, C et D présentent globalement le même J_c quelque soit le champ. En ce qui concerne les configurations C et D (géométrie C passée dans une tête de Turc), on ne note pas d'effet de texturation ni d'écrouissage du à la contrainte sur la phase MgB_2 : il n'y a pas d'amélioration du J_c dans le cas du ruban D par rapport au rond C. La configuration B présente le J_c le plus élevé pour tous les champs ($922 \text{ A}/\text{mm}^2$ à 5 T) de l'ordre de 18 %, 22 % et 30 % plus élevé

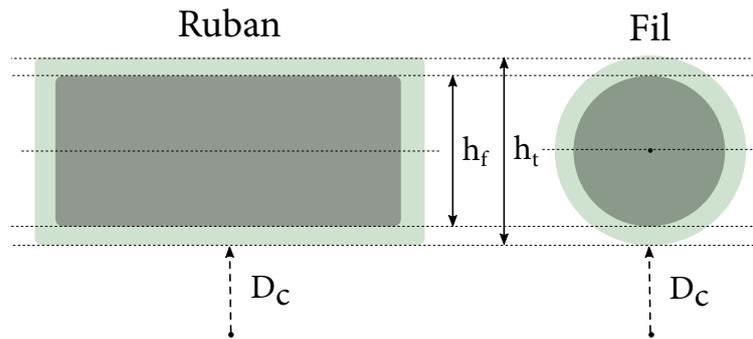


Figure 2.11 – Paramètre de la déformation de cintrage. Le “facteur de correction” x est le rapport entre la hauteur h_f de la surface contenant les filaments de MgB_2 (gris foncé) et la hauteur totale (qui correspond à l'épaisseur) h_t du ruban ou du fil (gris clair). Les paramètres sont évalués à partir d'observations visuelles

b) Densité de courant critique ingénieur

La densité de courant critique J_e est une grandeur particulièrement utile lors du dimensionnement d'un aimant car elle représente la densité de courant moyennée sur le conducteur dans sa globalité. La Figure 2.10b présente les J_e des quatre conducteurs. On remarque que le J_e le plus élevé est atteint par le conducteur A. C'est respectivement 18 % et 22 % plus élevé que le J_e du conducteur C à 7 T et 6 T et jusqu'à 37 % plus élevé que le conducteur B à 7 T. Cette différence s'explique par la différence du taux de remplissage. Le conducteur B pourrait être optimisé en ce sens car il affiche un taux de 18 % dans cette version. Afin d'augmenter le J_e , les fabricants peuvent jouer sur le taux de remplissage et le taux de compactage de la poudre MgB_2 . L'optimisation du taux de remplissage, le nombre et le diamètre des filaments sont des paramètres clés qui, optimisés, améliorent les propriétés supraconductrices.

c) Déformation lors du cintrage

L'Équation (2.3) est utilisée pour estimer la déformation mécanique maximale de cintrage qui correspond à la déformation opérée lors du cintrage sur les différents supports de diamètres D_c à température ambiante, pour différents types de conducteurs (rubans/fils). Les termes de l'équation sont présentés Figure 2.11.

$$\varepsilon = \frac{x \times h_t}{D_c} \times 100 \quad (2.3)$$

Ici, h_t correspond à l'épaisseur/diamètre du conducteur (cintré sur le touret de cintrage de diamètre D_c). Le paramètre h_t prend en compte non seulement la matrice mais également la gaine en Monel, un “facteur de correction” $x = h_f/h_t$ (avec h_f correspondant à la zone contenant les filaments) est utilisé, fondé sur une observation visuelle de la géométrie des conducteurs (Figure 2.11). En particulier, $x = 0,9$ pour les conducteurs A, B et D (rubans) et $x = 0,7$ pour le conducteur C (fil). Un courant critique normalisé I_{cn} est également défini comme le rapport entre le courant critique des échantillons cintrés I_{cc} et le courant critique des échantillons droits I_{c0} soit $I_{cn} = I_{cc}/I_{c0}$. Le courant critique normalisé est évalué pour chaque diamètre de cintrage. La Figure 2.12a présente les résultats obtenus sur l'échantillon A. Le courant critique normalisé est tracé en fonction de la déformation due au cintrage ε à différents champs. On observe une nette dégradation pour le conducteur A pour une déformation entre 0,40 % et 0,50 % ce qui correspond à un diamètre de cintrage de 300 mm. On remarque que si le courant critique varie avec le champ magnétique, la dégradation due à la déformation irréversible apparaît toujours à la même valeur de déformation (entre 0,40 % et 0,50 %). Ce comportement a déjà été observé par KITAGUCHI et KUMAKURA^[75] et s'explique

75. H KITAGUCHI et H KUMAKURA. *Superconductor Science and Technology* **18**. S284-S289. 2005.

par l'indépendance de la déformation irréversible ε_{irr} vis-à-vis du champ et de la température contrairement à la pente $K(T, B)$ observée Figure 2.12a et présentée dans l'Équation (2.4)^[76]. Généralement, on parle de déformation irréversible dans le cas de contraintes purement axiales. En effet, les brins supraconducteurs sont alors tous soumis à la traction et se rompent tous en même temps provoquant une rupture irréversible des grains, on parle alors de déformation irréversible notée ε_{irr} . Dans le cas du cintrage, seuls les brins soumis à la traction, soit quelques brins lors d'une disposition en couronne sont rompus, cela est due à une déformation critique notée ε_c .

$$I_{cn} \equiv (1 + K) I_{c0} \quad (2.4)$$

La lente décroissance de I_{cn} après ε_c , comparée à la décroissance plus marquée dans le cas d'une déformation axiale, est due à la distribution de la déformation dans le conducteur cintré^[77] : dans le cas de la déformation de cintrage, les filaments supraconducteurs ne cassent pas au même moment, le courant peut alors se redistribuer entre les filaments avec néanmoins un index n dégradé. Cette décroissance reste la même entre les conducteurs C et D. La géométrie rectangulaire ou ronde ne change pas la quantité de filaments cassés pour les conducteurs torsadés.

Dans le but de comparer les différents I_{cn} pour tous les conducteurs avec toutes les configurations de cintrage, il peut être utile de représenter I_{cn} moyenné sur l'ensemble des champs magnétiques. Il est possible de moyennner les champs magnétiques pour chaque configuration puisque, nous l'avons vu, ε_{irr} est indépendant du champ magnétique. Le résultat est présenté Figure 2.12b, les barres représentent les variations du champ entre 4 T et 8 T.

Les courbes de la Figure 2.12b ne présentent pas de pente marquée K excepté pour le conducteur A déjà observé précédemment (Figure 2.12a). Cette singularité de pente comparée aux autres échantillons est surprenante. En effet, il a été démontré que les pentes K plus marquées étaient liées à un faible taux de remplissage et ce notamment à cause d'une plus grande pré-compression thermique^[78]. Or, ce n'est pas le cas ici, car le conducteur A présente au contraire le plus haut taux de remplissage (34 %). La plus grande pente K pourrait être due à la force de Laplace s'exerçant sur l'échantillon et être un artefact de mesure. Généralement, le I_c augmente jusqu'à ε_{irr} à cause de la libération des contraintes (exercées lors du rétreint thermique de la gaine) réduisant réversiblement le I_c des parties du conducteur non déformé. Néanmoins, cela n'explique pas la pente observée : une analyse des distributions des contraintes plus poussée serait nécessaire pour comprendre ce phénomène.

La dégradation se situe après une déformation de 0,40 % pour les conducteurs A et D. Des observations similaires sont rapportées par YANG et al.^[79] pour des conducteurs PIT formés de gaines Nb/Monel. Le nombre de points pour le conducteur C ne permet de conclure sur la valeur de la déformation maximale. Le conducteur B semble, quant à lui, ne pas subir de déformation, cette résistance à la déformation pourrait s'expliquer par les modules d'Young ($E_{\text{Fe}} = 174 \text{ GPa}$, $E_{\text{Ni}} = 110 \text{ GPa}$) et la contrainte irréversible σ_{irr} du Fe, plus élevés que ceux du Ni. De plus, le Fer utilisé dans la gaine n'est pas parfaitement pur et s'apparenterait plutôt à de l'acier portant le module d'Young à 220 GPa à 4,2 K^[80]. En conséquence, la gaine de Fer permet d'opérer un meilleur écrouissage durant la mise en forme et donc d'augmenter la compaction de la poudre, réduisant l'espace entre les grains. Les propriétés mécaniques de la phase supraconductrice sont améliorées (réduction des fissures entravant la circulation du courant) lorsque les grains sont de petites tailles et le vide réduit. De plus, le coefficient de dilatation thermique linéaire ($\Delta L/L$) du Fe est légèrement plus petit que celui du Ni et proche de celui du MgB_2 ^[81] ce qui contribue à réduire la formation de fissures dans la phase supraconductrice. L'utilisation du Fe en tant que matériau de gaine présente quelques défauts parmi

76. P. KOVAC et L. KOPERA. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **22**. P. 8400106-8400106. 2012.

77. Kazumune KATAGIRI et al. *Superconductor Science and Technology* **18**. S351-S355. 2005.

78. P. KOVÁČ et al. *Superconductor Science and Technology* **18**. P. 1374-1379. 2005.

79. Y. YANG et al. *Physica C : Superconductivity and its Applications* **519**. P. 118-123. 2015.

80. P. KOVÁČ et al. *Superconductor Science and Technology* **28**. P. 035007. 2015.

81. TEMPERATURE DEPENDENT ELASTIC & THERMAL PROPERTIES DATABASE. 2014.

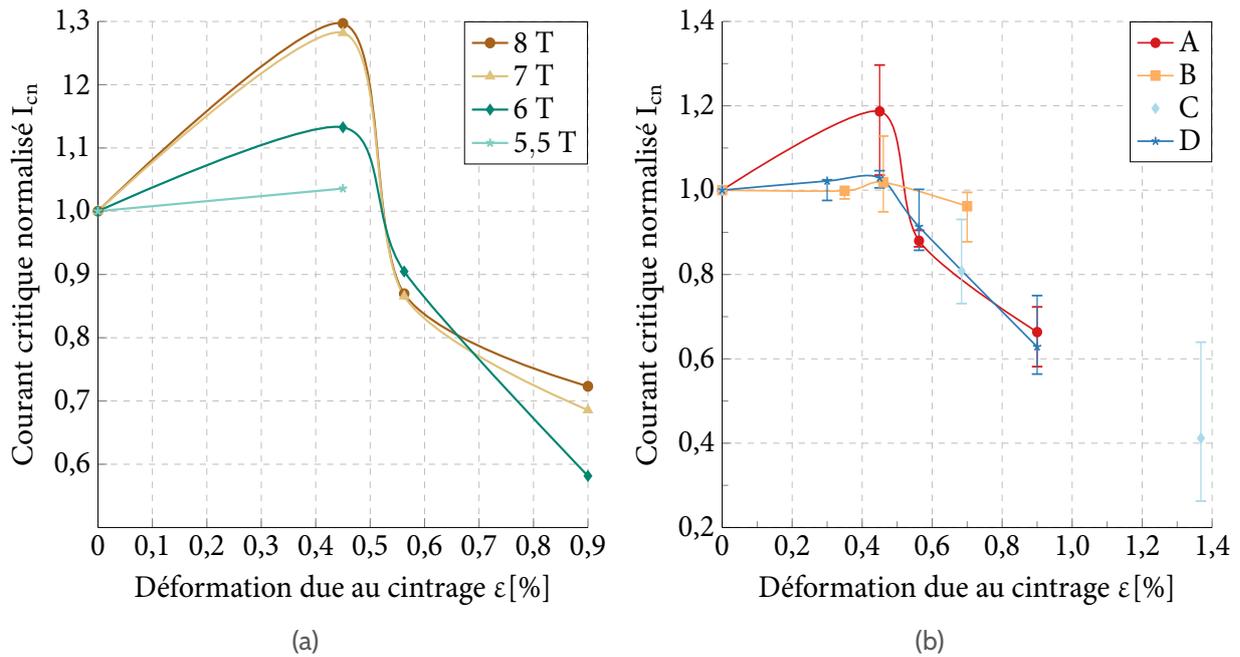


Figure 2.12 – (a) Courant critique normalisé I_{cn} en fonction de la contrainte de cintrage pour le conducteur A sous différents champs magnétiques perpendiculaires (b) moyenne en champ des courants critiques normalisés en fonction de la contrainte de cintrage pour les quatre conducteurs

lesquels on peut citer son comportement cassant à 4,2 K^[80], la plus grande difficulté à le mettre en forme^[82] et enfin l'oxydation à long terme dans les aimants.

d) Comparaison avec d'autres conducteurs

Des conducteurs *ex-situ* ont été testés, le conducteur B présente le J_c le plus élevé (922 A/mm² à 5 T), ce qui est un peu moins de la moitié du J_c rapporté de l'échantillon PIT-36 *in-situ* testé par YANG et al.^[79] (2000 A/mm² à 5 T) et également 30 % moins que le J_c de l'échantillon AIMI-18 (1200 A/mm²)^[79]. Néanmoins, plusieurs autres facteurs doivent être pris en compte pour établir une comparaison rigoureuse, notamment le fait que les échantillons testés ici sont des conducteurs industriels qui seront produits sur de grandes longueurs (env. 2 km) à un coût compétitif par rapport à d'autres alternatives comme le NbTi. On peut augmenter le J_c en utilisant du bore de qualité militaire extrêmement pur, cependant pour des productions industrielles, l'utilisation de cette qualité de bore dix fois plus onéreuse est prohibitif. En ce qui concerne la déformation de cintrage, on l'a vu, les conducteurs avec une gaine en Ni présentent une déformation avant dégradation entre 0,40 % et 0,50 %. Le conducteur présentant une gaine en Fe présente une déformation avant dégradation de l'ordre de 0,7 %, c'est inférieur à la déformation irréversible maximale reportée ($\epsilon_{irr} = 0,9$ %) pour un conducteur entouré d'une gaine d'acier. C'est néanmoins plus élevé que les déformations rapportées pour l'AIMI-18 (0,6 %) ^[79] ou d'autres Powder In Tube ou poudre en tube (PIT) contenant du Fe comme matériau de gaine (0,54 %) ^[83].

Les conducteurs MgB₂ préparés à partir de la méthode *ex-situ* présentent un ϵ_{irr} plus élevé et une dégradation du I_c plus franche au delà de ϵ_{irr} que les conducteurs issus de la méthode *in-situ*. C'est principalement dû à une meilleure connectivité des grains, une plus grande porosité et également une plus grande sensibilité aux déformations axiales pour les conducteurs *in-situ*^[78].

82. Pavol KOVÁČ. P. 439-454. 2016.

83. G NISHIJIMA et al. *Superconductor Science and Technology* **25**. P. 054012. 2012.

e) Conclusion des tests effectués au LNCMI – Grenoble

Quatres conducteurs *ex-situ* Columbus présentant différentes configurations (fil/ruban, taux de remplissage, gaines différentes) ont été testés à 4,2 K. Leurs densités de courant critique J_c et J_e ont été mesurées et comparées. Le conducteur B, possédant une gaine en Fe obtient le meilleur J_c (922 A/mm² sous 5 T à 4,2 K) notamment à cause d'une meilleure compaction de la phase MgB₂ liée à la dureté de la gaine de Fe. Néanmoins, si l'on compare les densités de courant ingénieur, le conducteur A obtient la valeur de J_e la plus élevée notamment à 5 T où l'on peut raisonnablement espérer obtenir une valeur extrapolée de 225 A/mm².

Si l'on considère la dépendance du courant critique à la déformation, l'utilisation du Fe comme matériau de gaine apparait être un bon moyen d'augmenter la limite à la rupture et ainsi de permettre un cintrage sur des rayons plus faibles.

L'objectif de ce chapitre est de sélectionner un conducteur pour le bobinage du prototype. Ce conducteur doit pouvoir être cintré sur un rayon intérieur de 100 mm et les performances supraconductrices doivent permettre d'obtenir le champ magnétique souhaité. Malgré les bonnes performances mécaniques du conducteur B, nous avons privilégié la densité de courant ingénieur comme critère de décision. C'est donc le conducteur B qui a été choisi.

Le fabricant Columbus, nous l'avons vu, développe des conducteurs qui sont ensuite optimisés pour pouvoir être industrialisés. Les conducteurs testés étaient donc des conducteurs en développement. Lorsque nous avons reçu le conducteur (en plusieurs longueurs), nous n'avons pas reçu le conducteur testé mais une version commerciale du conducteur un peu différente. Il a donc fallu réaliser une autre campagne de test au CEA afin de caractériser la version du conducteur reçue. Afin de rentabiliser l'utilisation de la station tout en comparant la dernière version du conducteur avec un autre conducteur que nous venions de recevoir du fabricant HyperTech, nous avons réalisé toute une série de caractérisation. L'enjeu de la section qui suit est de présenter les résultats des caractérisations effectuées au CEA.

2.2.2 Résultats des tests effectués au CEA Saclay

a) Estimation des incertitudes de mesure

Les mesures effectuées prennent en compte plusieurs incertitudes qui sont matérialisées, comme sur la Figure 2.13, par des barres d'erreurs : le champ propre du conducteur, la température effective de l'échantillon et enfin les dimensions de l'échantillon.

Estimation de l'incertitude du champ traversé par le conducteur

Le champ propre du conducteur bobiné autour du porte échantillon est représenté par les barres d'erreurs horizontales en x . Le champ propre a été calculé en considérant deux modèles : le modèle du fil infini et le modèle de la spire. Les deux modèles donnant des résultats quasi-identiques (écart de moins de 10 %) dans ce cas précis, l'Équation (2.5) permettant de connaître le champ généré par un fil infini a été utilisé.

$$B_p = \frac{\mu_0 I_c}{\pi h_t} \quad (2.5)$$

Avec :

- B_p Champ propre généré par le fil [T]
- μ_0 Perméabilité du vide [$4\pi \times 10^{-7}$ Vs/(Am)]
- I_c Courant critique [A]
- h_t Épaisseur/diamètre du conducteur [mm]

Définir le champ magnétique exact que voit l'échantillon est délicat dans la mesure où la modélisation se situe entre le conducteur infini et la spire avec des particularités liées à la géométrie du porte échantillon, elle permet néanmoins de donner une bonne estimation du champ traversant le conducteur.

Incertitude sur la température effective de l'échantillon

Les barres d'erreurs dans la direction des ordonnées représentent l'incertitude de la mesure sur la température. En effet, entre le début et la fin de l'acquisition, la température évolue et ce notamment à cause des courants de Foucault générés dans le porte échantillon. On peut ajouter à cela qu'il est difficile de stabiliser la température de façon précise lors de l'acquisition. L'échauffement de la sonde de température située sur un segment de cuivre est de l'ordre de 0,2 K en moyenne sur les tests. À basse température, plus précisément à 6,2 K, il est très difficile de contrôler la température dans la mesure où nous sommes proches de la température de saturation du système cryocooler/porte-échantillon, d'où des gradients plus importants (0,8 K). En outre en dessous de 20 K, la capacité thermique c_p du cuivre chute, compliquant d'autant plus la stabilisation du porte-échantillon. Les chaufferettes ne compensent pas forcément le gradient thermique qui n'est donc pas corrigé. Néanmoins, on peut affirmer que la température mesurée est proche de la température réelle du conducteur en se basant sur le fait que les quenches à fort courants ne sont pas nécessairement issus de la longueur correspondant à U6 (plus proche des brasures) et ne sont donc pas dus à un apport de chaleur issue des brasures résistives (Figures 2.7a et 2.7d). Autre point, les différentes plaques en cuivres du porte échantillon sont isolées électriquement des segments de cuivre par une épaisseur de Kapton[®] plus épaisse que celle utilisée pour isoler le conducteur du porte échantillon (Figures 2.6b, 2.7b et 2.7c). Ainsi, les segments de cuivre sont relativement bien isolés des changements rapides de température des plaques de cuivre, par extension, le gradient dans le conducteur est atténué.

Incertitude dimensionnelle du conducteur

L'évolution de la section du conducteur dans les calculs de densité de courant critique J_c et J_e . La section du conducteur peut varier en fonction de la longueur testée, cette variation de section est due au mode de production des conducteurs (opérations de laminage). Il est communément admis que la section supraconductrice peut varier de $\pm 10\%$ sur une longueur de production.

Conclusion sur les incertitudes de mesure

Nous avons sélectionné trois types d'incertitudes : température effective, dimension du conducteur et champ propre. L'incertitude sur la section supraconductrice du conducteur est systématique et a donc été choisie toujours égale à 10 % du J_e/J_c dans les deux sens (réduction ou augmentation de la section supraconductrice). Les autres incertitudes, température et champ, dépendent des températures initiales et finales de chaque mesure pour la première et du courant pour la deuxième (que l'on remarque très bien sur la Figure 2.13 pour $B = 0$). La température étant toujours croissante (échauffement), la barre d'erreur dans le sens des ordonnées a été fixée comme la somme de l'incertitude sur la section (10 %) et sur la température (extrapolée à partir du fit de Bottura (Équation (2.2)) qui rajoute une incertitude difficile à évaluer mais négligeable dans l'intervalle de température 20-30 K sur lequel se base le fit). La barre d'erreur basse quant à elle, est toujours égale à 10 % du J_c/J_e . Les données centrales (•) sont les données brutes sans aucune correction.

b) Résultats des tests du conducteur HyperTech

Le conducteur HyperTech F a été bobiné puis testé en champ propre en février 2018. À cette date, l'aimant H0 n'avait pas encore été déménagé. Le conducteur a néanmoins été testé sous champ propre afin de vérifier le bon déroulement des tests dans la nouvelle station du bâtiment 192. En mai 2019, le même conducteur HyperTech toujours bobiné au porte échantillon a finalement pu être testé sous champ. Les densités de courant critique, calculées à partir des tests de courant critique effectués au CEA Saclay sur l'échantillon HyperTech, sont présentées Figure 2.13. Le conducteur a été testé à une température entre 6,1 K et 33,8 K sous champ jusqu'à 3 T.

Densité de courant critique J_c

Le conducteur HyperTech F présente un taux de remplissage de 13 % pour une surface de $1,5 \times 1 \text{ mm}^2$. On remarque tout d'abord que la densité de courant critique est très dépendante de la température : entre 29 K et 30 K sous champ propre, le J_c chute de 2985 A/mm^2 à 2415 A/mm^2 soit plus de 23 %. On remarque également une légère différence de J_c entre les valeurs de certains points appelés "bis" à 30 K et à 32 K. Le conducteur a été testé à deux reprises : en février 2018 et en mai 2019 dans des conditions similaires de tests. Les valeurs "bis" sont les valeurs re-mesurées lors de la deuxième campagne de test, bien que comprises dans l'intervalle d'erreur total, l'erreur sur la température est estimée entre 2 % et 4 % pour ces points. La différence de J_c peut s'expliquer par le vieillissement/oxydation du conducteur au fil du temps resté plus d'un an à l'air libre hors du cryostat.

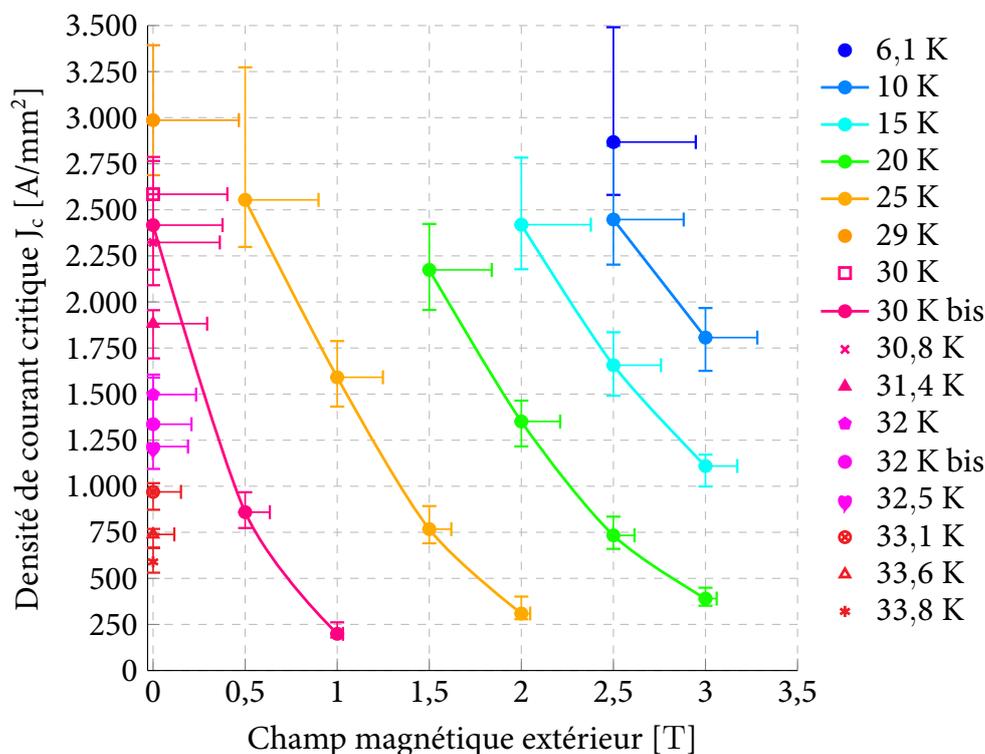


Figure 2.13 – Résultats des tests de densité de courant critique J_c de l'échantillon HyperTech au CEA

c) Résultat des tests du conducteur Columbus

Densité de courant critique J_c et J_e

Les densités de courant critique J_c et J_e sont présentées Figure 2.14. Les mêmes incertitudes, à savoir : champs propres, température et sections utilisées sur l'échantillon HyperTech sont utilisées ici. Le conducteur Columbus E présente un taux de remplissage de 26 % pour une surface de $2 \times 1 \text{ mm}^2$ (Tableau 2.2). Le J_c atteint 887 A/mm^2 sous 3 T à 15 K et 384 A/mm^2 sous 3 T à 20 K soit deux fois moins qu'à 15 K. Le J_e permet quant à lui, de dimensionner un aimant, les J_e sont donnés Figure 2.14b ; les résultats seront développés dans la suite et comparés aux autres conducteurs.

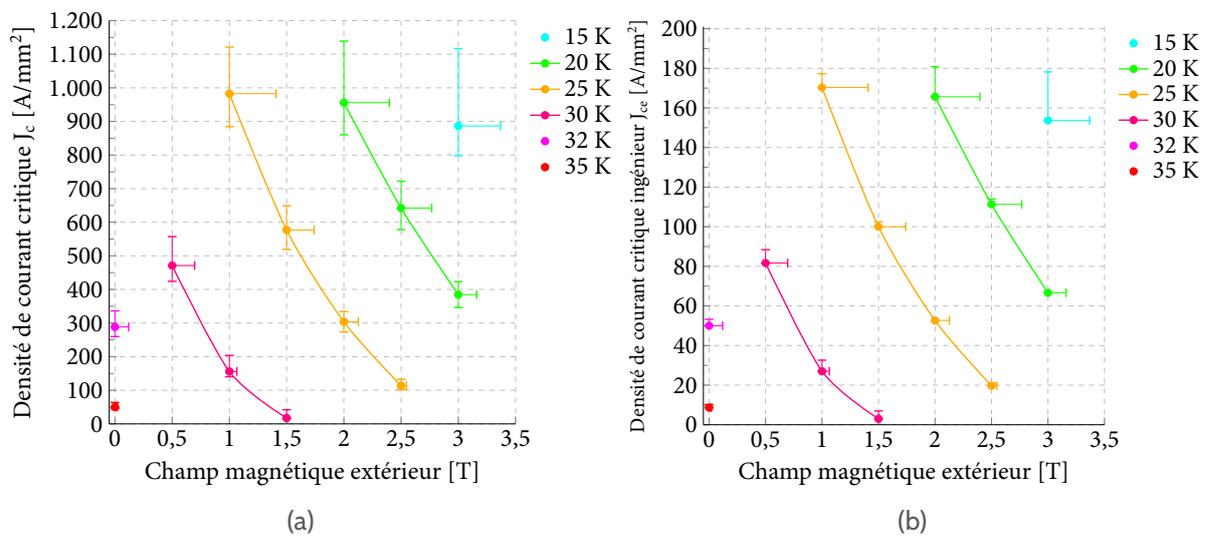


Figure 2.14 – Densités de courant critique J_c (a) et J_e (b) de l'échantillon Columbus mesurées au CEA

2.2.3 Paramètres du fit Bottura

Le Tableau 2.5 donne les paramètres du fit Bottura utilisés pour les différents conducteurs testés au CEA. Les paramètres sont obtenus à l'aide d'un solveur intégré à LibreOffice (DEPS Evolutionary Algorithm). Pour le conducteur Columbus E, le T_c a été fixé à 35,15 K d'après les mesures de température critique. Pour le conducteur HyperTech, la température n'a pas été fixée dans la mesure où le fit Bottura donne une valeur T_{c0} comprise entre 35 et 36 K, ce qui est effectivement dans la fourchette du T_c estimée lors des mesures au CEA. Les résultats du fit Bottura présentés dans le Tableau 2.5 pour le conducteur Columbus E ont été générés à partir des données constructeur considérées comme fiables. L'erreur relative entre les données constructeur (d'après Figure 2.16, de 4,2 K à 30 K pour des champs allant de 0 T à 1,8 T) et le fit est en moyenne de 2,3 % avec une médiane à 1,50 % pour 27 valeurs. Cependant, cette moyenne cache des singularités notamment pour 22 K 1,2 T, 24 K 1 T, 30 K 0,8 T, 30 K 1 T qui affichent respectivement 9,4 %, 5,2 %, 6,7 % et 11,8 % d'erreur. Si on ignore ces valeurs singulières, l'erreur relative est en moyenne de 1,23 % (médiane : 1,4 %). L'erreur élevée de 11,8 % pour 30 K 1 T s'explique par le courant faible de 88 A. Les autres erreurs singulières sont en dessous de 10 % d'erreur ce qui valide le fit.

	α	β	C_0	γ	n	B_{c20}	T_{c0}
Columbus E	1,0288	7,9912	216 857,38	2,5107	1,5456	17,9957	36,15*
HyperTech F	0,9935	5,5030	162 745,94	2,3389	1,7525	11,3023	35,70

* Paramètre fixe non variable déterminé à partir de la température critique mesurée au CEA

Tableau 2.5 – Paramètres du fit Bottura utilisés pour les différents conducteurs testés au CEA

2.3 Comparaison

2.3.1 Comparaison du conducteur HyperTech avec les données constructeur

Les valeurs de J_c obtenues lors des tests au CEA et les données constructeur sont comparées sur la Figure 2.15. Afin de comparer des données comparables puisque le constructeur ne fournit pas de données corrigées en champ, les données de la Figure 2.15 ne sont corrigées qu'en température. Les J_c donnés par le constructeur ne sont pas les données de J_c du conducteur testé. La comparaison est parfois pertinente dans la mesure où certains conducteurs sont produits de la même façon dans le but d'optimiser leur J_c . Dans ce cas, les J_c sont sensiblement les mêmes comme observés Figure 2.10a pour les conducteurs testés au LNCMI. Néanmoins, le conducteur testé au CEA présente un J_c plus élevé à bas champ que la valeur fournie par le fabricant du conducteur. Cette caractéristique peut s'expliquer par un dopage en carbone différent qui privilégie les applications hauts champs pour le conducteur fabricant. Il peut aussi s'agir d'une anomalie survenue lors du traitement thermique du conducteur testé au CEA. En effet, nous avons demandé au fabricant un conducteur R&W et non W&R comme le plus souvent chez HyperTech. De plus, nous avons prévu de le bobiner sur un touret de faible rayon extérieur. Il est possible que le traitement thermique à 675 °C classiquement opéré se soit déroulé sur un touret de taille singulière, non testé auparavant. Ainsi, le cycle de température subi par le conducteur a pu être légèrement différent que les conducteurs testés par la société HyperTech et soumis à comparaison dans cette étude. Nous ne disposons pas d'information supplémentaire pour étayer le raisonnement mais ces hypothèses pourraient expliquer ces différences notamment à hauts champs.

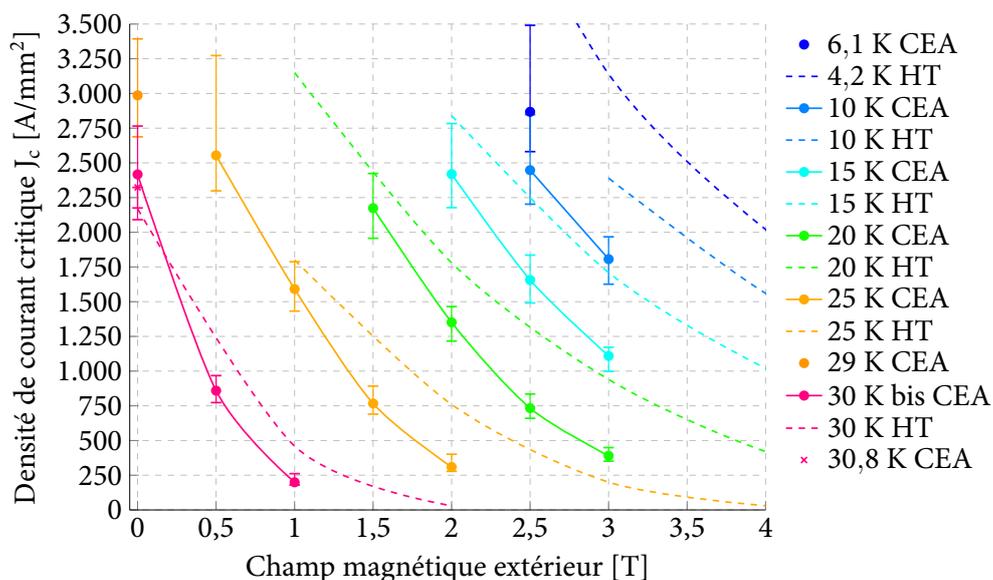


Figure 2.15 – Comparaison entre les densités de courant critique de l'échantillon HyperTech au CEA Saclay et des données constructeur

2.3.2 Comparaison du conducteur Columbus avec les données constructeur

Les densités de courant critique J_c de l'échantillon Columbus comparées avec les données constructeur sont présentées Figure 2.16. Afin de comparer les données, aucune correction de champ n'est appliquée puisque le constructeur ne prend pas en compte la correction en champ. Les densités de courant critique constructeur et celles issues des tests effectués au CEA sont presque identiques pour les températures 25 K et 30 K, seules températures où une comparaison directe est possible. Le point à 4,2 K représenté par le symbole "*" est le J_c du conducteur B cintré sur un diamètre de 76 mm, testé au LNCMI, lors de la précédente campagne de test (Section 2.2.1). Ce dernier, présente un J_c de plus de 1500 A/mm² soit près de 12% de plus que la valeur mesurée par Columbus pour le conducteur E. Le fait que les mesures effectuées au CEA soient proches de celles effectuées par Columbus (admises comme fiables car validées par les clients, fabricants d'Imagerie par Résonance Magnétique (IRM)), valide le mode opératoire et la méthode utilisée lors des tests.

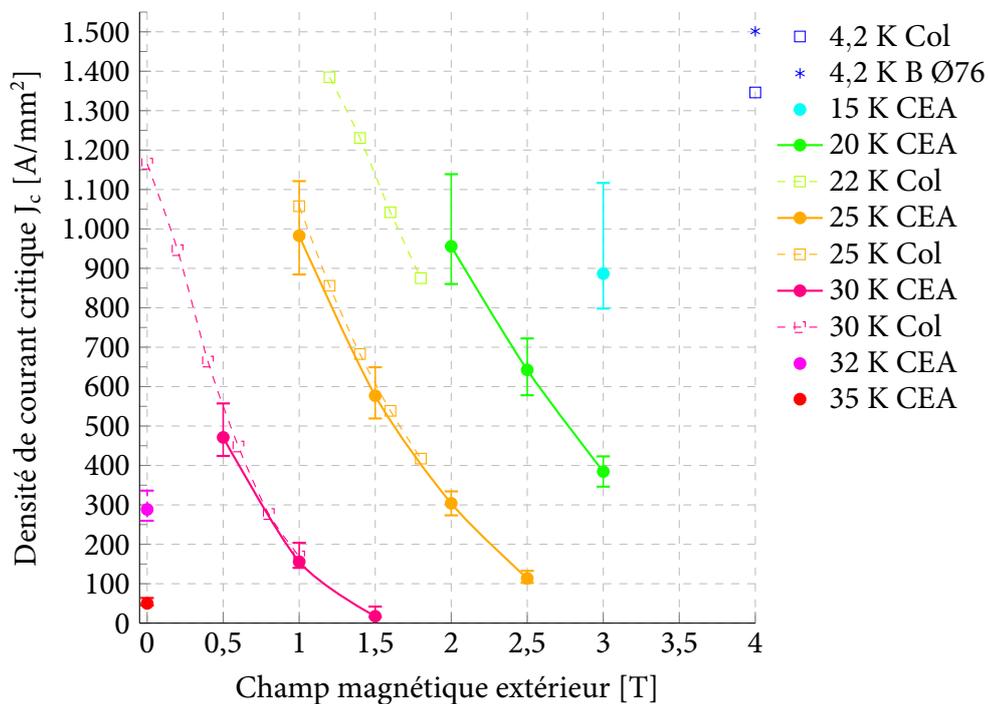


Figure 2.16 – Comparaison entre les densités de courant critique de l'échantillon Columbus au CEA Saclay et des données constructeur

2.3.3 Comparaison des températures critiques des conducteurs

Le porte-échantillon, on l'a vu, est équipé de trois sondes de températures qui permettent de mesurer la température à différents endroits et notamment au plus près de l'échantillon. La procédure pour mesurer le T_c est simple : il suffit d'augmenter progressivement la température de l'échantillon (l'idéal étant d'acquies les données avec un pas de temps le plus court possible) jusqu'au T_c estimée (qui dépend en partie du dopage utilisé, cf. Figure 1.11a). Les courbes Figure 2.17 représentent l'évolution de la résistance (en $\mu\Omega$) en fonction de la température. On définit ici le T_c , comme étant la température à partir de laquelle, une transition résistive survient suite à une élévation de la température. D'après la Figure 2.17a, le T_c de l'échantillon Columbus se situe entre 36,1 K et 36,2 K. Le T_c de l'échantillon HyperTech est plus difficile à estimer précisément à cause du manque de points dans la zone d'intérêt. Avec R5, la résistance calculée à partir de la tension U5, et R6, celle calculée à partir de la tension U6, on peut donner une estimation de la valeur du T_c entre 35,5 K et 36 K. Au vu des deux estimations de T_c , le conducteur Columbus E semble présenter un taux de dopage moins élevé que celui du conducteur HyperTech F (< 2%wtC) (cf. Figure 1.11a).

Équilibrer les températures du porte-échantillon prend du temps et la station doit être mise à l'arrêt après chaque campagne de test. Faute de temps, il n'a pas été possible d'obtenir plus de points afin d'obtenir une température critique plus précise, cependant la précision obtenue est suffisante pour établir la marge de fonctionnement du prototype.

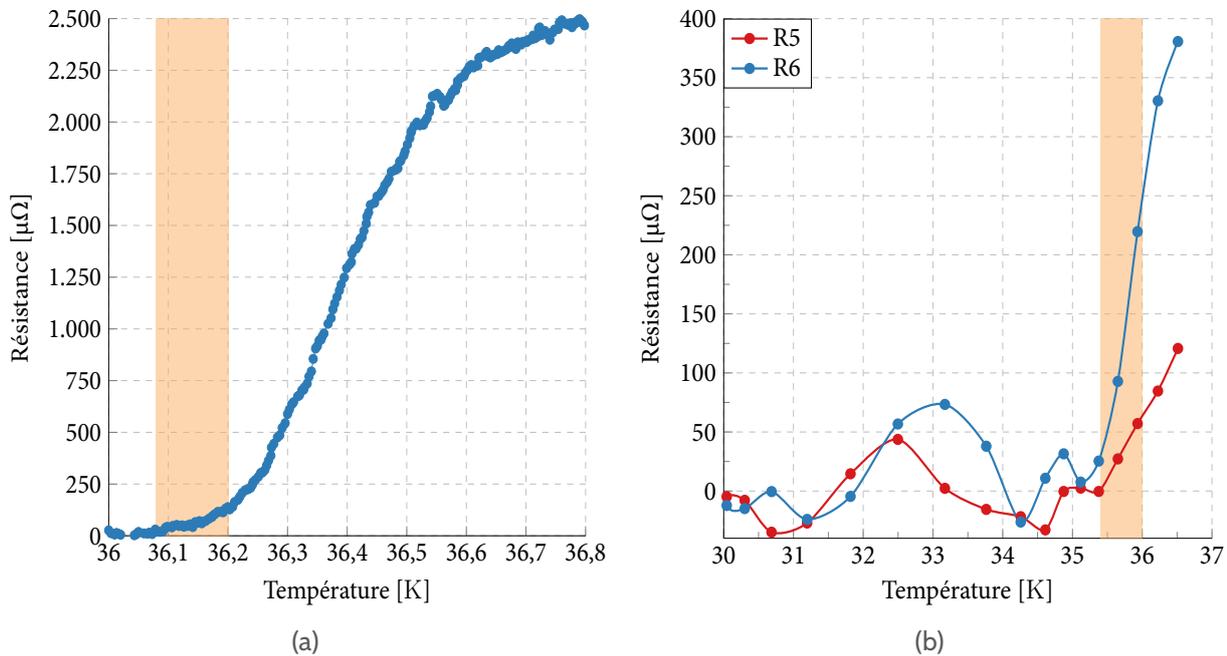


Figure 2.17 – Températures critiques des échantillons Columbus (a) et HyperTech (b). La zone orange représente la zone d'incertitude de la température critique

2.3.4 Comparaison mécanique des conducteurs

Lors de la campagne de test au LNCMI de Grenoble, nous nous sommes intéressés aux contraintes mécaniques appliquées sur le conducteur notamment lors du cintrage sur un mandrin. La résistance mécanique d'un conducteur est également un paramètre essentiel lors de la conception d'un aimant, qui plus est, de faible rayon. Dans cette section nous nous intéresserons qualitativement aux propriétés mécaniques des différents conducteurs et leur possible utilisation dans le bobinage du prototype MgB_2 . En utilisant l'Équation (2.3), on trouve $\varepsilon_c = 0,3\%$ pour les deux conducteurs ($h_t = 1$ mm pour les deux conducteurs). Le conducteur HyperTech ne dispose pas de ruban en cuivre externe permettant outre son rôle de protection électrique, de déplacer la fibre neutre du conducteur seul vers le centre du conducteur total^[65]. Ainsi, le ruban en cuivre apporte une marge supplémentaire en déplaçant la fibre neutre du conducteur, limitant ainsi la zone de traction.

2.3.5 Comparaison des conducteurs disponibles industriellement et testés au CEA

Les Figures 2.18 à 2.20 rassemblent les résultats des tests effectués sur les conducteurs Columbus (E) et HyperTech (F). Le conducteur Columbus a l'avantage de présenter un taux de remplissage deux fois plus élevé pour une section de conducteur 33 % plus grande comparé au conducteur HyperTech. On remarque tout d'abord que les performances des conducteurs sont très similaires avec tout de même un léger avantage pour le conducteur HyperTech. À 20 K sous 3 T, l'écart est de 6 % (410 A/mm^2 pour le conducteur HyperTech contre 385 A/mm^2) et monte jusqu'à 71 % à 2 T (956 A/mm^2 contre 1351 A/mm^2 pour le conducteur HyperTech). Par contre, on constate un écart important en champ propre à 32 K (1500 A/mm^2 pour HyperTech contre 290 A/mm^2 pour

65. Raphael PASQUET. 2015.

Columbus, soit près de cinq fois moins). Le conducteur Columbus E est optimisé pour les hauts champs et sa densité de courant critique devient plus élevée que celle du conducteur HyperTech F au dessus d'un champ qui dépend de la température (30 K sous 1 T, 25 K sous 2 T et 20 K sous 3 T). À 10 K sous 5 T, les densités de courant critique devraient être similaires.

La Figure 2.19 présente les densités de courant critique ingénieur J_e comparées entre les deux conducteurs. Le J_e du conducteur CEA Columbus E a été calculé en prenant en considération la matrice et le cuivre qui sert de protection en cas de quench, soit une section de conducteur de $2 \times 1 \text{ mm}^2$ et non de $2 \times 1,5 \text{ mm}^2$. Le ratio des sections utiles J_c/J_e est de 17% pour le conducteur Columbus E et de 13% pour le conducteur HyperTech F. On obtient donc un "tassement" des valeurs par rapport au J_c . Ainsi, à 20 K sous 2 T, la différence de densité entre les deux conducteurs est réduite à 7,5% contre 71% précédemment. On reconnaît l'intérêt d'un haut taux de remplissage. Pour le prototype, la section de cuivre n'est pas nécessaire et n'a pas été prise en compte pour le calcul de la section pour le conducteur HyperTech F. Il n'en serait pas de même pour un aimant plus important disposant de plus d'énergie. D'un autre côté, un taux de remplissage plus important que 13% est aussi possible pour le conducteur HyperTech.

Si on ne considère pas la protection de cuivre dans le calcul du J_e , le conducteur E surpasse largement le conducteur HyperTech F comme le montre la Figure 2.20.

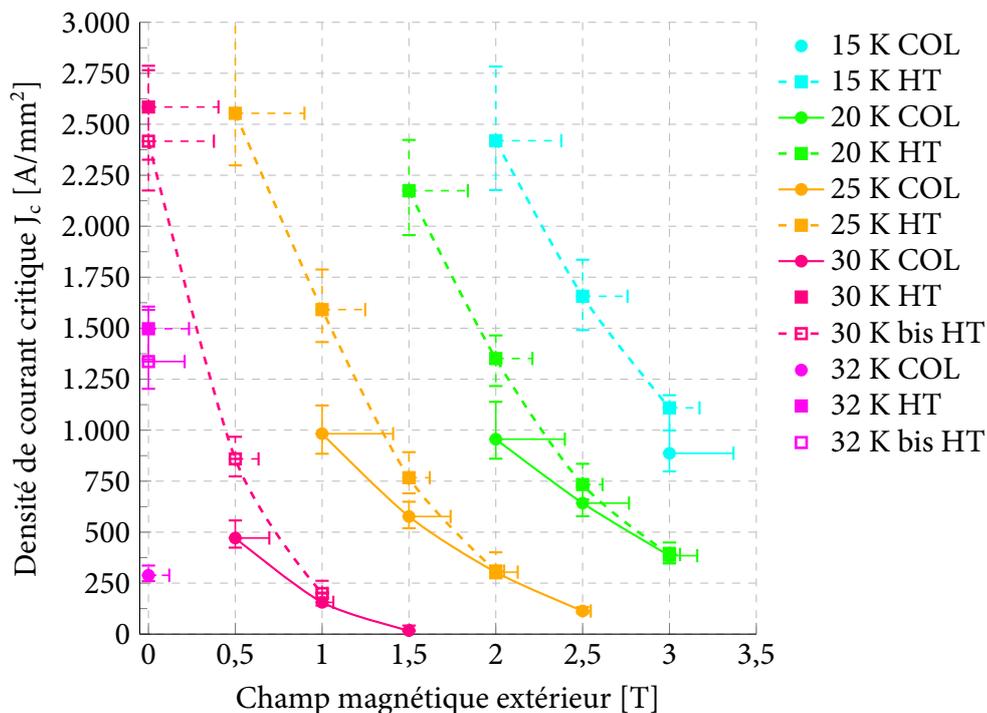


Figure 2.18 – Comparaison entre les densités de courant critique J_c des échantillons HyperTech et Columbus testés au CEA

2.4 Conclusion des tests

Dans ce chapitre, six conducteurs ont été testés à différentes températures et différents champs magnétiques. Leurs différentes densités de courant critiques J_c et J_e ont été comparées. L'objectif de ce chapitre était de sélectionner le conducteur ayant le J_e le plus élevé dans la gamme de fonctionnement du prototype, à savoir entre 10-20 K à haut champ supérieur à 3 T (5 T visé). Une première campagne de test au LNCMI a permis d'appréhender la problématique de dégradation des propriétés supraconductrices liées au cintrage des conducteurs. Cette étape a permis de sélectionner le conducteur A présentant le J_e à 4,2 K le plus élevé de la série testée au LNCMI sous des champs

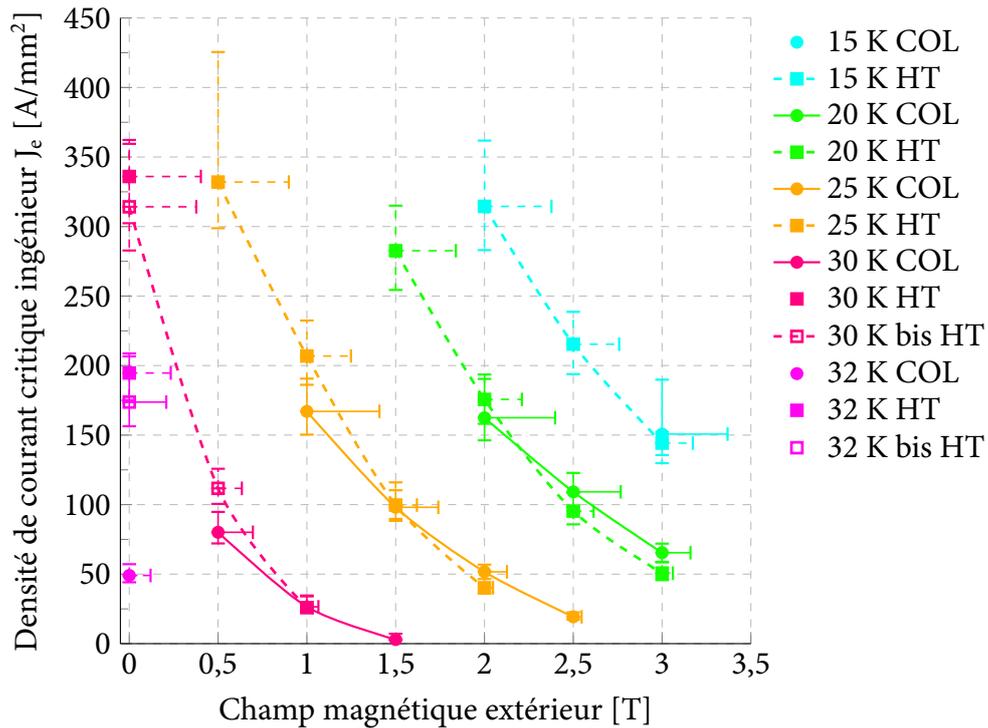


Figure 2.19 – Comparaison entre les densités de courant critique ingénieur J_c des échantillons HyperTech et Columbus testés au CEA. La section de cuivre est ici prise en compte dans le calcul du J_c du conducteur Columbus

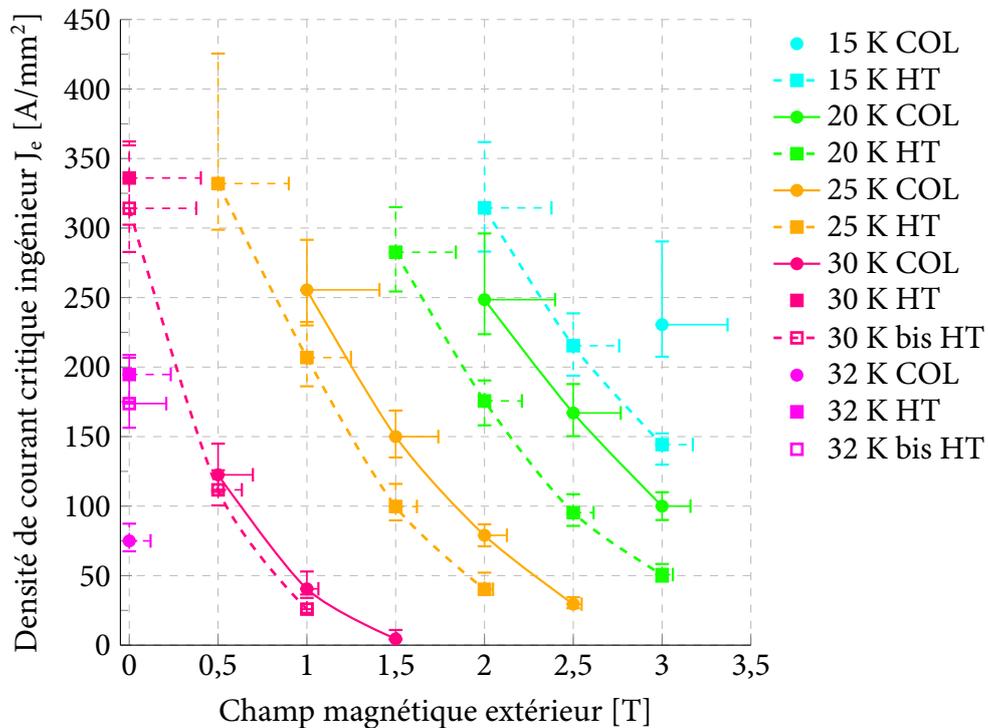


Figure 2.20 – Comparaison entre les densités de courant critique ingénieur J_c des échantillons HyperTech et Columbus testés au CEA. Le graphique montre l'effet de la section de cuivre de protection sur le J_c du conducteur Columbus

allant de 5,5 à 8 T (175 A/mm^2 sous 5,5 T à 4,2 K, cf. Figure 2.10b). Le conducteur A a également prouvé qu'il était capable de résister à une déformation inférieure à 0,4%, compatible avec un cintrage sur le mandrin du prototype.

Le conducteur A (conducteur de développement) ayant subi des modifications durant son industrialisation après les tests au LNCMI (notamment de taux de remplissage (de 34 % à 26 % et de dimension)) des tests supplémentaires ont été effectués sur la station du CEA. Le conducteur livré (E) a alors été comparé à un conducteur fabriqué par HyperTech. Après comparaison, la nouvelle mouture du conducteur Columbus A (E) présente le J_e le plus élevé (notamment grâce à son taux de remplissage deux fois plus élevé que celui du conducteur HyperTech pour une surface similaire). Le conducteur E présente également un T_c plus élevé que le conducteur HyperTech (35,5 K contre 36,15 K). En outre, grâce au ruban de cuivre, la déformation mécanique est contenue, ce qui donne un avantage sur le conducteur HyperTech. Le conducteur E est donc le meilleur candidat parmi les conducteurs testés pour le prototype d'aimant MgB_2 . Maintenant que le conducteur est choisi, ses propriétés seront intégrées au dimensionnement du prototype au chapitre suivant.

CHAPITRE 3

Dimensionnement du prototype MgB_2

LES caractérisations des différents conducteurs MgB_2 ont permis de sélectionner un conducteur pour la construction du prototype MgB_2 et également de mieux comprendre les problématiques mécaniques liées au bobinage et aux sollicitations du conducteur. Ce chapitre s'ouvre sur une présentation générale du prototype : le cahier des charges ainsi que l'historique du projet seront rappelés. L'étude magnétique sera ensuite présentée avant de s'intéresser plus particulièrement aux propriétés du conducteur et aux méthodes d'homogénéisation des propriétés mécaniques (et thermiques). Les propriétés homogénéisées seront utilisées dans un modèle mécanique où les contraintes et les déformations liées au refroidissement et aux forces de Laplace seront étudiées. Enfin, quelques calculs de thermalisation en statique des jonctions et de l'aimant compléteront cette partie de conception.

3.1 Présentation de l'aimant

3.1.1 Objectifs du prototype

Le développement des conducteurs MgB_2 est orienté en fonction de leurs utilisations (hauts champs ou bas champs, résistance mécanique etc...). Les tests de courants critiques sur les échantillons courts au LNCMI ont permis de caractériser mécaniquement les conducteurs. D'autres tests de courants critiques, réalisés au CEA sur des échantillons plus longs et sur des longueurs différentes du conducteur ont permis de valider la tenue mécanique et l'homogénéité des conducteurs. Néanmoins, la réalisation d'un prototype MgB_2 , ainsi que les tests de montée en champ et descente en froid qui suivent la réalisation, permettent de tester le conducteur dans les conditions réelles d'utilisation. Le prototype vise à valider la technologie pour les aimants en MgB_2 de 5 T fonctionnant à 10 K.

3.1.2 Caractéristiques du prototype

Les caractéristiques du prototype sont présentées Tableau 3.1. Le prototype est dimensionné afin de produire un champ de 2 T au centre dans un champ extérieur homogène de 3 T produit par H_0 afin de limiter la quantité de conducteur MgB_2 utilisé. Les contraintes géométriques de la station et du conducteur imposent au prototype d'être suffisamment compact pour être inséré dans le cryostat vertical de la station d'essai.

Paramètres	Valeur	Unité
Rayon intérieur	100	mm
Rayon extérieur	140	mm
Hauteur bobinage	196	mm
Masse	env. 50	kg
Nombre de couches	24	–
Nombre de tours par couche	87,9	–
Nombre de spires	2112	–
Longueur de conducteur bobiné	1,590	km
Inductance	0,71	H
Courant nominal	200	A
Température nominale	10	K
Densité de courant nominal	57	A/mm ²
Énergie stockée nominale	17 972	J
Champ nominal au centre	1,8	T
Champ sur le conducteur	2,1	T

Tableau 3.1 – Géométrie et caractéristiques mécanique, électrique et magnétique du prototype MgB₂

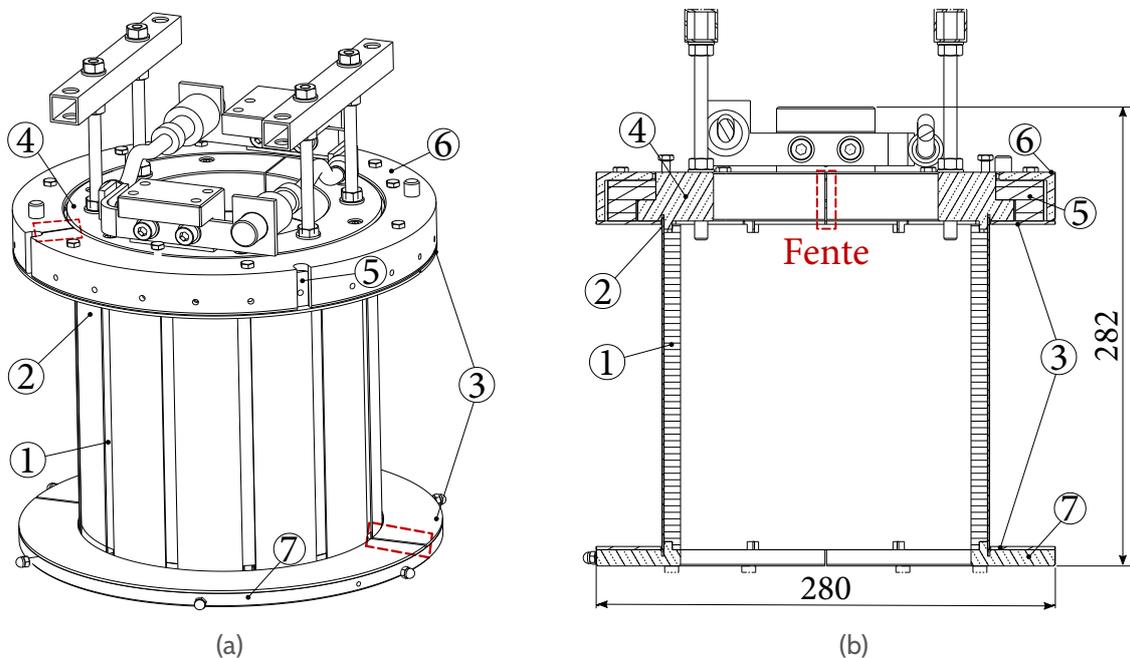


Figure 3.1 – (a) Vue en perspective cavalière et (b) Vue en coupe du prototype 2T sans bobinage. ① Tube interne en titane ② Languette de cuivre ③ 2x demi rondelle en téflon ④ Bride en cuivre (borne +) ⑤ Flasque isolante en G10 ⑥ Flasque supérieure (borne -) ⑦ Flasque inférieure. Les zones en pointillés rouges représentent les fentes usinées dans les brides

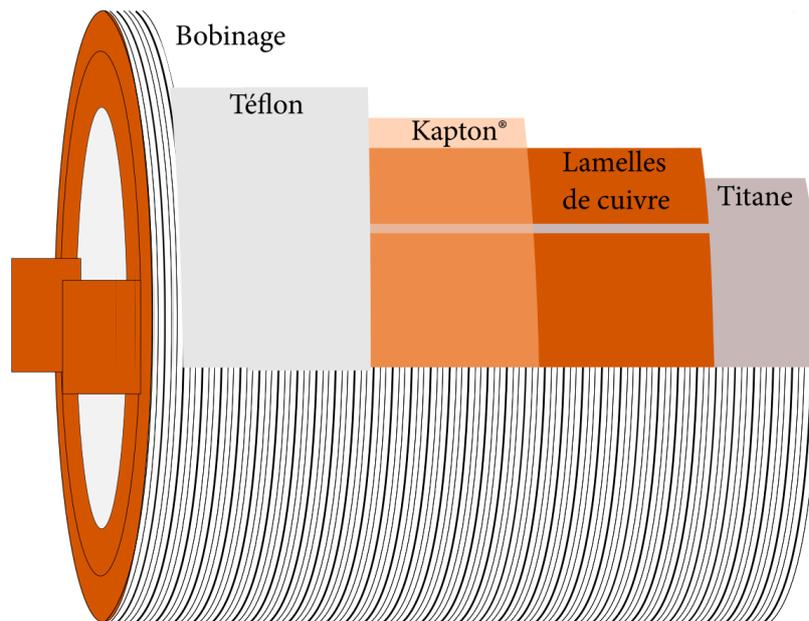


Figure 3.2 – Représentation schématique des différentes couches composant le mandrin sur lequel est bobiné le conducteur

3.1.3 Présentation générale

Le tambour du prototype est constitué d'un tube en titane sur lequel sont brasées (par brasure forte) des languettes de cuivre (représentées Figures 3.1 et 3.2). Ces languettes assurent une bonne thermalisation entre le haut et le bas du mandrin car le cuivre est meilleur conducteur thermique que le titane. L'utilisation du titane permet néanmoins de contraindre le bobinage sur le tambour car le titane se rétrécit deux fois moins que le cuivre à froid^[68]. Ainsi, le bobinage est en contact constant avec le tambour du mandrin.

Le tambour du mandrin en titane sur lequel sont brasées des languettes en cuivre est recouvert de différentes couches représentées Figure 3.2. Une première couche de scotch Kapton® assure l'isolation électrique entre le bobinage et le tambour. Sur cette dernière sont bobinés des rubans de téflon ("téflon de plombier") en demi recouvrement afin de permettre au bobinage de glisser librement sur le tambour lors de la mise sous tension malgré le collage qui se fait naturellement pendant l'imprégnation sous vide du bobinage par de la résine époxy. Au total, ces différentes couches représentent moins d'un millimètre au rayon.

3.2 Études magnétiques

3.2.1 Présentation du maillage

Les simulations magnétiques et mécaniques seront par la suite effectuées par le logiciel par éléments finis Cast3M^[84]. Afin de préparer au mieux le maillage aux futurs calculs, plusieurs zones et ensembles sont maillés sous Cast3M (et post-traités sous Salome^[85]) comme représentés Figure 3.3. Le maillage est ainsi optimisé par zone afin de limiter la durée du calcul tout en garantissant un niveau de précision optimal dans les zones d'intérêt. Ainsi, la zone de vide autour de H0 est maillée plus grossièrement que les surfaces de vide autour du prototype et de H0. L'ensemble du maillage

68. J. W. EKIN. 2006.

84. CAST3M. 2019.

85. SALOME. 2019.

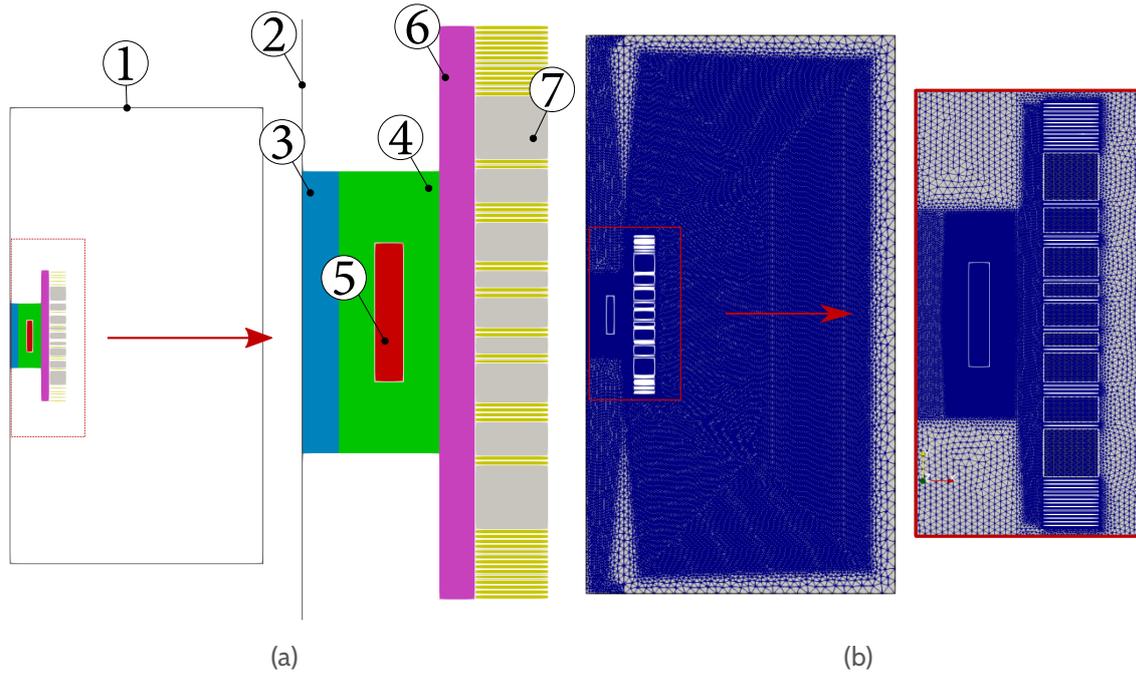


Figure 3.3 – Présentation schématique et réelle du maillage utilisé pour les simulations sous Cast3M
 (a) Présentation des différentes zones du maillage : ① “Boîte potentiel nul” maillée de plus en plus grossièrement à mesure que l’on se rapproche des coins ② Axe de l’aimant ③ Zone proche de l’axe maillée finement ④ Zone autour de l’aimant maillée finement ⑤ Prototype 2T ⑥ Zone de maillage de passage entre le prototype et HO ⑦ Maillage HO. (b) Maillage obtenu sous Cast3M et visualisé sous le logiciel open-source Salome

est contenu dans une “boîte” choisie suffisamment grande afin de contenir la majorité des lignes de champs.

3.2.2 Modèle magnétique

Les champs magnétiques générés par les bobines sont obtenus en utilisant une relation analogue à celle de l’équation de la chaleur :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) = S \quad (3.1)$$

Avec :

ρ Masse volumique [kg/m^3]

C_p Chaleur spécifique à pression constante [$\text{J}/(\text{kg K})$]

T Température [K]

k Conductivité thermique [$\text{W}/(\text{m K})$]

S Terme source [W/m^2]

De plus, en régime permanent, il n’y a pas de variation de température dans le temps, d’où la simplification :

$$\cancel{\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}} - \nabla \cdot (k \nabla T) = S \quad (3.2)$$

On obtient :

$$\nabla \cdot (k \nabla T) = S \quad (3.3)$$

Par identification des termes avec l'équation du potentiel vecteur dans le cas axisymétrique :

$$\nabla \cdot \left[\frac{1}{\mu_0 r} \nabla (r A_\theta) \right] = J_\theta \quad (3.4)$$

μ_0 Perméabilité magnétique du vide ($4\pi 10^{-7}$ Vs/(A m))

r Rayon de révolution [m]

A_θ Potentiel vecteur

J_θ Densité de courant azimutale [A/m²]

On trouve enfin :

$$k = \frac{1}{\mu r} \quad (3.5)$$

$$T = r A \quad (3.6)$$

$$S = J_\theta \quad (3.7)$$

À partir de l'Équation (3.4), les champs B_r et B_z sont calculés :

$$B_x(B_r) = -\frac{1}{r} \frac{\partial (r A)}{\partial z} = -\frac{\partial A}{\partial z} \quad (3.8)$$

$$B_y(B_z) = \frac{1}{r} \frac{\partial (r A)}{\partial r} = \frac{\partial A}{\partial r} \quad (3.9)$$

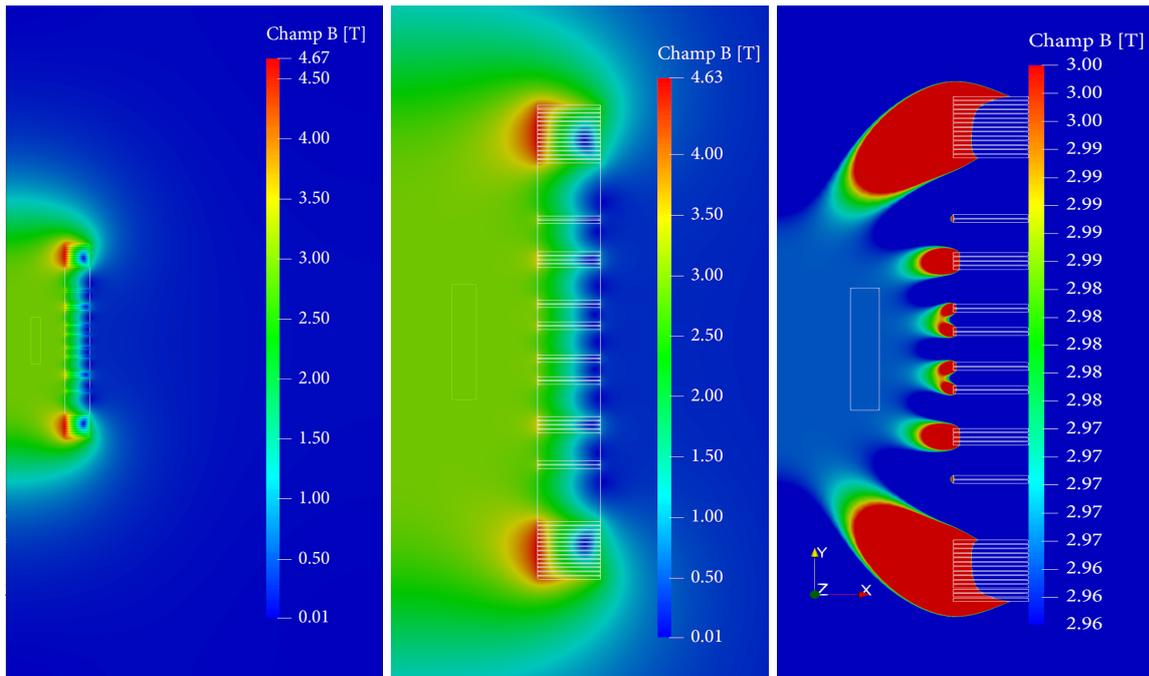
Cela implique comme condition aux limites dans le modèle Cast3M, que les lignes de champ soient contenues dans un volume défini où le potentiel devient nul aux bornes de cet espace (les lignes de champs tendent alors à se “courber”). Cet espace appelé “boîte potentiel nul” est représenté par le numéro ① sur la Figure 3.3a. Cette boîte est choisie suffisamment grande afin de contenir les lignes de champs issues des deux aimants, limitant les erreurs sur la valeur du champ magnétique. On remarque notamment Figure 3.4a que le champ chute rapidement après le rayon extérieur d'H0 et que l'aimant d'intérêt, le prototype 2T, se situe dans une zone de champ homogène. Ainsi, la taille de la boîte est satisfaisante pour notre étude.

3.2.3 Maillage H0

Tout d'abord, afin d'obtenir des valeurs réalistes du champ de fond généré par H0, un maillage axisymétrique 2D est créé à partir des coordonnées connues des 48 doubles galettes qui forment la bobine d'H0. Le maillage est présenté Figure 3.3b ainsi que la position de H0 par rapport au prototype MgB₂.

3.2.4 Champ magnétique généré

À partir de la densité de courant critique ingénieur J_e (égale à 106,06 A/mm² pour H0), permettant de produire un champ de 3 T au centre selon le cahier des charges), il est possible de calculer le champ magnétique généré sous Cast3M en utilisant le modèle présenté Section 3.2.2. La carte de champ de H0 est présentée Figure 3.4. Les résultats des simulations sont présentés Figure 3.5. L'aimant H0 a également été modélisé sous Opera ce qui a permis de confirmer analytiquement les valeurs de champs obtenues numériquement par Cast3M.



(a) Lignes de champ dans la boîte et position du prototype (b) Champ B généré par H0 (c) Homogénéité du champ autour du prototype

Figure 3.4 – Champ B généré par H0 en condition nominal et position du prototype. (a) Lignes de champs dans la boîte. (b) On remarque que le champ est très homogène dans la zone entourant le prototype. (c) Visualisation avec un champ centré entre 2,96 et 3,00 T (par exemple, la couleur rouge représente un champ ≥ 3 T)

3.2.5 Champ magnétique généré par le prototype

Le modèle magnétique consiste en un maillage 2D axisymétrique d'un inducteur rectangulaire modélisant le bobinage. La densité de courant critique est définie constante dans le bobinage. Le modèle magnétique présenté Section 3.2.2 est utilisé pour l'ensemble [proto + H0]. Un courant de dimensionnement de 225 A ($J_e = 64,32 \text{ A/mm}^2$) permet d'obtenir un champ magnétique au centre de 2 T (2,39 T sur le conducteur). La figure Figure 3.5 présente les champs B générés par la bobine seule et avec champ de fond (225 A). On constate que le champ est relativement uniforme sur le rayon interne de la bobine et ce, même sans le champ de fond très homogène produit par H0 (Figures 3.4c et 3.6). Au total, un champ de 5,35 T peut être généré sur le conducteur avec le concours de H0. Le modèle magnétique utilisé sous Cast3M est validé par différents modèles numériques, les valeurs de champs sur le rayon intérieur et extérieur de la bobine sont calculés sous différents codes et présentés Figure 3.6. La carte de champ obtenue par Cast3M sera utilisée pour le calcul des contraintes mécaniques issues des forces de Laplace.

3.3 Homogénéisation des propriétés mécaniques du conducteur

3.3.1 Présentation de la procédure d'homogénéisation

Le champ magnétique obtenu précédemment va permettre de calculer les contraintes mécaniques et les déformations créées par les forces de Laplace dans le bobinage. Les déformations engendrées dépendent des caractéristiques des matériaux formant le bobinage composé de conducteurs composites et de résine. Une solution possible est de mailler chaque conducteur de la bobine et de réaliser les calculs mécaniques, cependant la bobine est formée de 24 couches et de 88 tours en moyenne soit

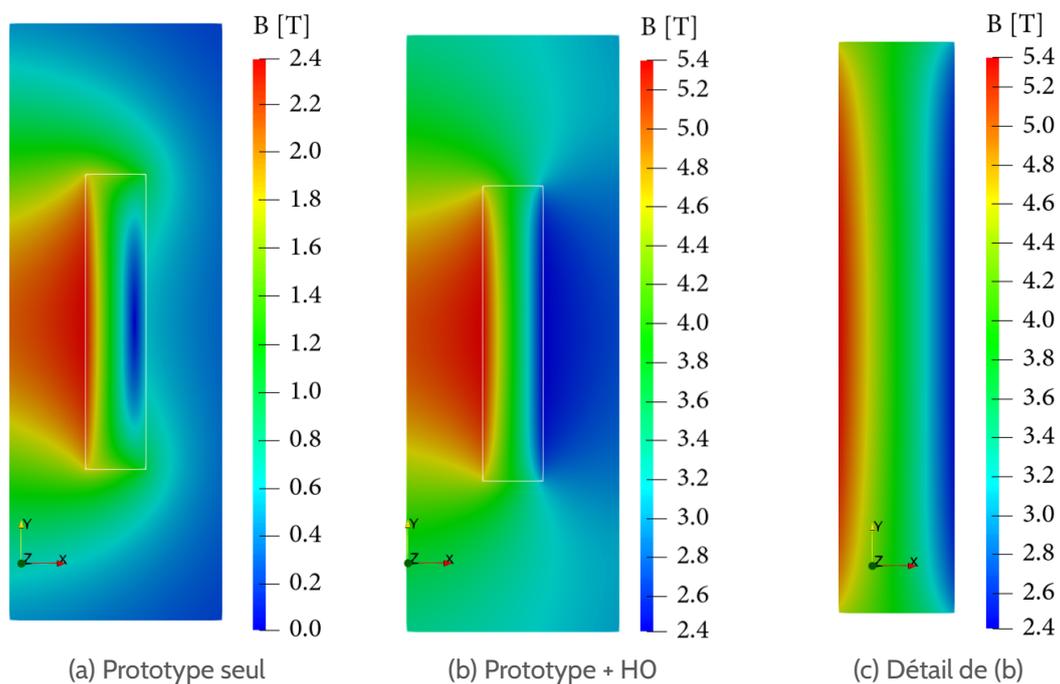


Figure 3.5 – Champ magnétique B module généré par le prototype avec et sans champ de fond

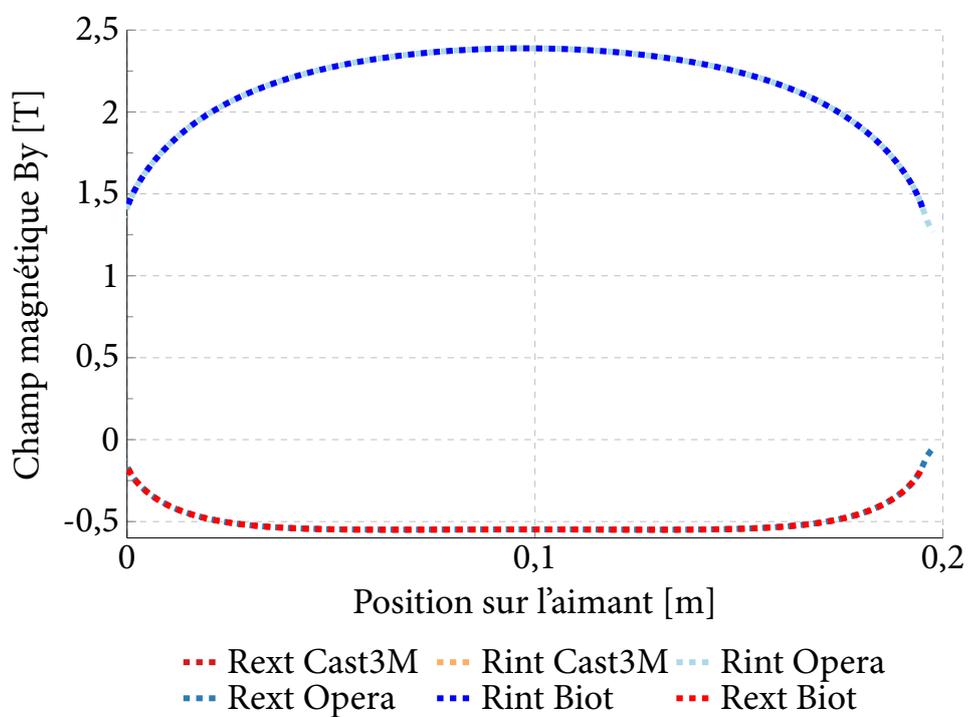


Figure 3.6 – Champs magnétique B_y généré par le prototype seul sur le rayon intérieur et extérieur. Les différents modèles (Opera, Cast3M avec la méthode de Biot-Savart et “analogie”) donnent les mêmes valeurs de champs magnétiques (les courbes sont confondues)

2112 spires qui doivent être maillées. On peut également envisager de mailler un bobinage ayant les propriétés mécaniques homogénéisées du conducteur. L'homogénéisation des propriétés mécaniques telles que les modules d'Young, de cisaillement et les coefficients de Poisson dans toutes les directions sont obtenus à partir d'une loi comprenant chacune des caractéristiques mécaniques isotropes des matériaux du conducteur. Il est alors possible, à partir de matériaux isotropes, de modéliser le comportement anisotrope d'un composite. C'est cette dernière solution qui sera développée par la suite.

3.3.2 Maillage du conducteur

Les étapes ayant conduit au maillage du conducteur sont schématisées Figure 3.7. Le maillage du conducteur est le résultat de plusieurs étapes de traitement permettant l'extraction de la géométrie à partir d'une photographie en coupe du conducteur (Figure 3.7a). Bien qu'il ne s'agisse que d'une seule coupe de conducteur, cette méthode offre pour la modélisation une section représentative du conducteur (de plus, on a vu que les performances du conducteur étaient homogènes sur la longueur). Tout d'abord, après avoir extrait les contours manuellement à l'aide de logiciels de traitement d'image tels que ImageJ^[86] ou Gimp^[87], l'image des contours est extraite en format `.xdf` lisible par Salome (Figure 3.7b). Il est également possible d'extraire les contours directement sous Salome, ce n'est pas la solution qui a été choisie ici. Les différents contours sont alors remplis pour former des surfaces qui sont ensuite identifiées par groupe de matériaux : G10, MgB₂, Nickel etc... (Figure 3.7c). Enfin, les surfaces sont maillées par un algorithme qui optimise la taille du maillage et limite les grandes variations de taille de maille avant d'être extrudées (Figure 3.7d). Le maillage est alors exporté en format `.sauv`, lisible par Cast3M.

3.3.3 Procédure d'homogénéisation Keff

Afin de se familiariser avec l'homogénéisation des composites, une méthode adaptée des travaux de WILDE^[88] a d'abord été utilisée pour l'homogénéisation du conducteur et appelée CLT pour *Classical Laminate Theory*. Cette première méthode donnait des résultats assez semblables à ceux générés par une autre méthode utilisée plus tard (cf. Tableau 3.2) notamment à cause de la géométrie et de la composition des matériaux. Néanmoins, pour des conducteurs stratifiés, "non gainés", les résultats étaient très différents. De plus, le temps de calcul était long et obligeait à utiliser un maillage grossier. C'est pourquoi nous avons dû trouver une autre méthode plus rapide mais vérifiée par l'expérimentation.

L'homogénéisation du conducteur du prototype est réalisée sous Cast3M par une procédure développée par L.GELEBART (CEA) appelée Keff^[89]. C'est une procédure qui permet, à partir d'un Volume Élémentaire Représentatif (VER), d'une microstructure du conducteur et des propriétés des matériaux constituant le VER d'obtenir le tenseur d'élasticité apparent c'est-à-dire les modules d'Young, de cisaillement et les coefficients de Poisson du conducteur. Une sous-procédure associée à Keff appelé CLPD^[90], permet de construire la rigidité et les forces nodales associées à un jeu de conditions aux limites périodiques et un chargement en déformation moyenne imposée. La procédure Keff est utilisée au CEA pour l'homogénéisation du combustible nucléaire, le béton et les câbles supraconducteurs notamment ceux d'Iseult. La méthodologie est celle utilisée par BORNERT^[91] et BERGER^[92] pour homogénéiser un composite, on rappelle ici les grands principes.

86. IMAGEJ. *Image Processing an Analysis in Java*. 2019.

87. GIMP. *GNU Image Manipulation Program*. 2019.

88. WILDE. 1990.

89. KEFF. *Procédure Cast3M*. 2019.

90. CLPD. *Procédure Cast3M*. 2019.

91. Michel BORNERT et al. 250 pages. 2001.

92. H. BERGER et al. *Journal of Thermal Stresses* **30**. P. 801-817. 2007.

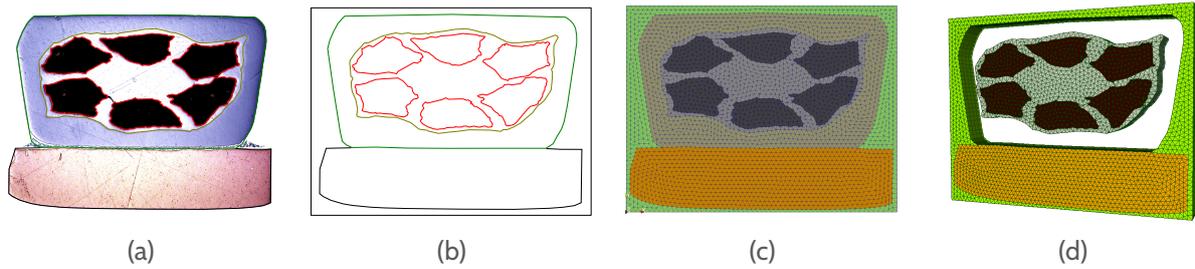


Figure 3.7 – Étapes menant à la génération du maillage du prototype en vue de l'homogénéisation du conducteur sous Cast3M. (a) Photo en coupe du conducteur (b) Identification des contours (c) Génération du maillage 2D et identification des groupes du maillage (d) Extrusion du maillage 2D et génération du maillage 3D, les groupes de matériaux sont indépendants les uns des autres mais possèdent des nœuds communs entre chacune de leurs interfaces

Les champs de contraintes et déformations sont évalués après une analyse par éléments finis du VER sous contraintes et conditions limites spécifiques. Les contraintes et les déformations moyennes dans le VER sont obtenues à partir des relations suivantes^[91,92] :

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V_{\text{VER}}} \int_{V_e} \sigma_{ij} dV_e \quad (3.10)$$

$$\bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{V_{\text{VER}}} \int_{V_e} \varepsilon_{ij} dV_e \quad (3.11)$$

Avec :

V_{VER} Volume élémentaire représentatif

V_e Volume de chaque élément du maillage

Il s'agit au final du ratio de l'unité d'une maille sur le VER. On peut exprimer la relation entre les contraintes ($\bar{\sigma}_{ij}$) et les déformations ($\bar{\varepsilon}_{ij}$) par la matrice de rigidité $[\bar{C}]$ (Équation (3.12)), en considérant un comportement orthotropique du matériau homogénéisé final. Le protocole Keff se base sur la théorie des petits déplacements et considère un comportement linéaire élastique des matériaux isotropes constituant le composite. On rappelle les termes de la matrice de rigidité en notation de Voigt :

$$\begin{bmatrix} \bar{\sigma}_{11} \\ \bar{\sigma}_{22} \\ \bar{\sigma}_{33} \\ \bar{\sigma}_{23} \\ \bar{\sigma}_{13} \\ \bar{\sigma}_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{C}_{11} & \bar{C}_{12} & \bar{C}_{13} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{C}_{12} & \bar{C}_{22} & \bar{C}_{23} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{C}_{13} & \bar{C}_{23} & \bar{C}_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\varepsilon}_{11} \\ \bar{\varepsilon}_{22} \\ \bar{\varepsilon}_{33} \\ \bar{\varepsilon}_{23} \\ \bar{\varepsilon}_{13} \\ \bar{\varepsilon}_{12} \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Des conditions aux limites sont imposées au VER afin de pouvoir appliquer des déformations constantes sur le volume. Des exemples de conditions aux limites sont données Figure 3.8.

Sur la Figure 3.8a, dans le cas d'une traction, le déplacement dans la direction 2 des nœuds de la face B, u_B^2 est égale au déplacement U imposé soit :

$$u_B^2 = U \quad (3.13)$$

et sur la Figure 3.8b, dans le cas d'un cisaillement, les déplacements des nœuds en vis-à-vis s'ajoutent en fonction du déplacement imposé dans les deux directions sur les faces A' et B soit :

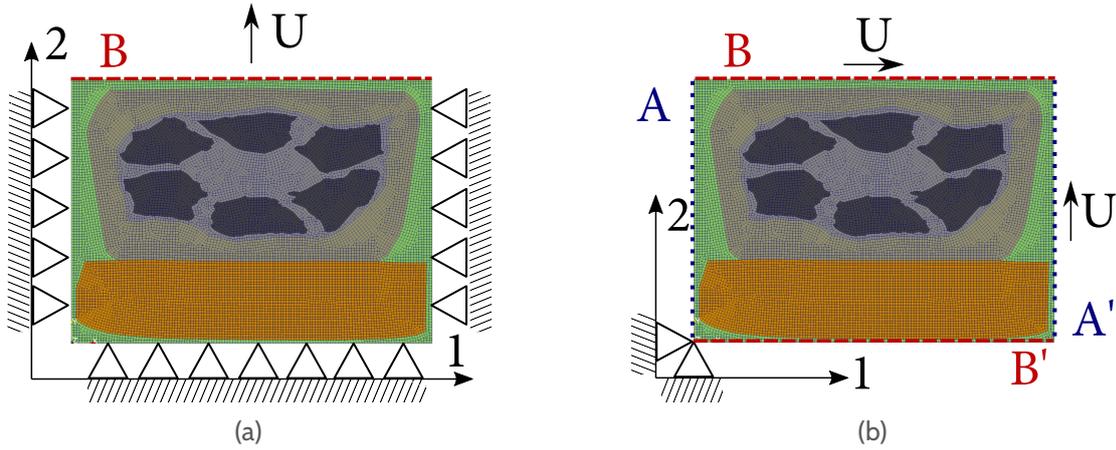


Figure 3.8 – Exemple de mise en place du calcul par éléments finis pour la détermination de \bar{C}_{2j} (a) et de \bar{C}_{66} (b)

$$u_A^1 = u_{A'}^1 \quad (3.14)$$

$$u_A^2 = u_{A'}^2 + U \quad (3.15)$$

$$u_B^1 = u_{B'}^1 \quad (3.16)$$

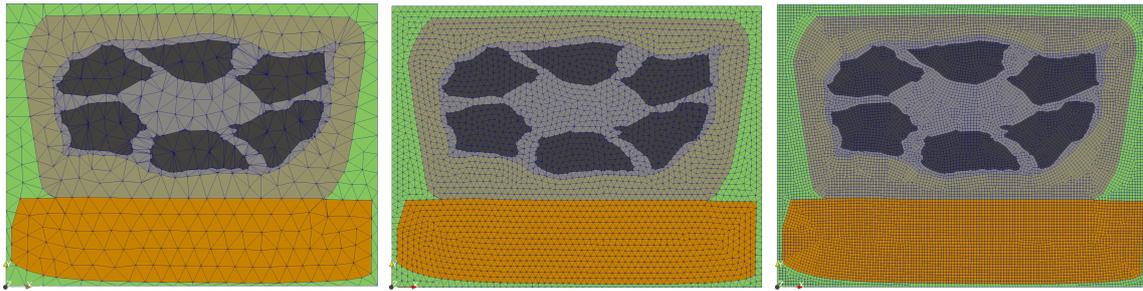
$$u_B^2 = u_{B'}^2 + U \quad (3.17)$$

Par exemple, si on impose une déformation uniforme comme celle représentée en rouge Figure 3.8a mais dans la direction 1, toutes les autres faces étant contraintes en déformation par des appuis ponctuels, les contraintes sont moyennées sur le volume du VER. Les inconnues de la première colonne de la matrice de rigidité peuvent alors être évaluées avec la relation :

$$\bar{C}_{1j} = \frac{\bar{\sigma}_{ij}}{\bar{\varepsilon}_{11}} \quad (3.18)$$

de la même manière on détermine ensuite \bar{C}_{2j} et \bar{C}_{3j} . La détermination de \bar{C}_{44} , \bar{C}_{55} et \bar{C}_{66} oblige à appliquer des conditions aux limites sur les faces en regards du VER. Ces conditions aux limites sont définies périodiques. En effet, dans le bobinage, la déformation sur la face "A" est la même que la déformation du conducteur adjacent sur sa face "A". La procédure peut être utilisée dans le cas de maillages triangulaires car la procédure peut faire le lien entre deux nœuds appartenant à des faces opposées même si ceux-ci ne sont pas parfaitement opposés : la procédure Keff peut également être appliquée pour des maillages non périodiques d'où son atout au regard du choix du type de maillage choisi. Les constantes ingénieurs orthotropes (modules d'Young, modules de cisaillement et coefficients de Poisson) dans toutes les directions sont calculées à partir des relations en Annexe C. Plusieurs configurations de maillages ont été testées, la procédure Keff choisie est relativement rapide (de l'ordre de la minute pour des gros maillages). C'est le maillage très fin qui a été choisi. Les résultats de l'homogénéisation avec les différentes constantes ingénieurs sont présentés dans le Tableau 3.2 avec x et y orientés dans le sens du conducteur dans la bobine. Nous avons préféré garder le maillage très fin et utiliser la procédure Keff dans ce cas car le gain de temps est pratiquement nul (on passe de 1 min à 1,5 min).

Les résultats présentés dans le Tableau 3.2 à partir des propriétés mécaniques des matériaux, Tableau A.2. En comparant le Tableau A.2 avec le Tableau 3.2, on remarque que le module d'Young du Nickel domine celui du conducteur homogénéisé (E_x et E_y). Le module d'Young du MgB_2 , dépendant du taux de vide n'a donc pas d'influence sur le module d'Young du conducteur homogénéisé. Il est à noter que ce résultat ne change pas en faisant varier le module d'Young du MgB_2 ou du Nickel et en relançant l'homogénéisation Keff. Les différentes constantes de l'ingénieur homogénéisées sont alors injectées dans le modèle mécanique.



(a) Maillage grossier

(b) Maillage fin

(c) Maillage très fin

Figure 3.9 – Comparaison des différents maillages générés sous Salome pour l'homogénéisation du conducteur orientés selon le repère local de la bobine (x et y inversés, le ruban en cuivre étant dirigé vers le rayon extérieur)

	Young [GPa]			Cisaillement [GPa]			Coefficients de Poisson					
	E_x	E_y	E_z	G_{xy}	G_{xz}	G_{yz}	ν_{xy}	ν_{yx}	ν_{xz}	ν_{zx}	ν_{yz}	ν_{zy}
Keff ^a	93,25	94,82	114,35	32,66	36,87	36,85	0,248	0,252	0,243	0,298	0,254	0,306
Keff ^b	92,84	94,28	114,34	32,42	36,77	36,72	0,249	0,253	0,242	0,298	0,252	0,306
CLT ^b	93,46	94,86	115,51	28,13	39,61	40,04	0,253	0,256	0,244	0,301	0,255	0,310
Keff ^c	92,71	94,13	114,35	32,39	36,74	36,69	0,253	0,249	0,241	0,306	0,242	0,298

^a Maillage grossier (Figure 3.9a)

^b Maillage fin (Figure 3.9b)

^c Maillage très fin (Figure 3.9c)

Tableau 3.2 – Comparaison des résultats de l'homogénéisation par la procédure Keff et CLT (pour comparaison) en fonction des différents maillages générés présentés Figure 3.9 et selon ce même repère

3.4 Étude mécanique

3.4.1 Maillage du prototype 2T

Les ensembles du prototype 2T maillés sont représentés sur la Figure 3.10. Il s'agit d'un maillage 2D axisymétrique. C'est une représentation relativement précise de l'assemblage où les différentes couches d'isolation téflon sont représentées. La bobine est considérée comme étant constituée d'un seul matériau orthotrope (cf Section 3.3). Là encore, les différents ensembles sont plus ou moins maillés finement en fonction des surfaces de contact avec les pièces critiques comme le bobinage, les surfaces de contacts et les coins.

3.4.2 Conditions limites

Une fois le maillage terminé, on peut s'intéresser aux conditions limites. Le conducteur est bobiné autour du tambour du tube interne en Titane recouvert de languettes de cuivre, elles-mêmes recouvertes d'une couche de Kapton[®] et de téflon. Cette couche de ruban en téflon permet au bobinage de glisser sur le mandrin. Des rondelles en téflon d'épaisseurs 1,5 mm sont également disposées de part et d'autre du bobinage sous les flasques en cuivres dans le même but. Le téflon est représenté en vert anis sur la Figure 3.10. Un frette en fibre de verre d'épaisseur 5 mm environ est ajoutée sur le rayon extérieur du bobinage. Cette frette (représentée en rose Figure 3.11) étant collée au bobinage au moment de l'imprégnation, empêche un glissement du bobinage. Dans un

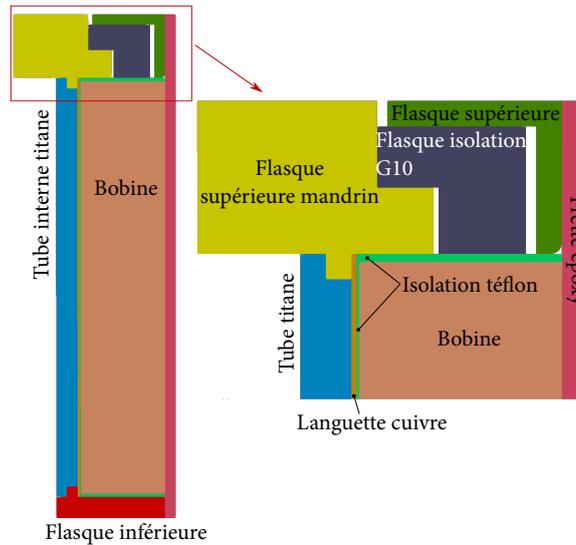


Figure 3.10 – Modèle géométrique du prototype tel que modélisé sous Cast3M

premier temps, nous considérons qu'il n'y a pas de glissement entre le bobinage et les différentes couches de téflon. Les nœuds du maillage du bobinage et les nœuds du maillage du téflon aux zones de contact sont identiques. On contraint le bobinage en bloquant la base de la flasque inférieure dans la direction z . Dans un deuxième temps, on introduit des relations de glissement entre les pièces de téflon et le bobinage comme représentées sur la Figure 3.11. Il s'agit de dédoubler les lignes limitrophes du téflon et du bobinage et y ajouter des relations à chaque nœud (représentées en rouge) évitant les inter-pénétrations sous Cast3M soit d'après la Figure 3.11, pour les conditions limites ③ et ④, avec U , le déplacement :

$$\text{③ } Ux_a - Ux_A > 0 \quad (3.19)$$

$$\text{④ } Uy_a - Uy_A > 0 \quad (3.20)$$

Ainsi, les déplacements sont contraints en y et en x selon le plan de glissement entre les deux ensembles. Dans la suite nous nous intéresserons plus particulièrement aux déformations et aux contraintes induites dans la bobine seule qui est l'élément critique dans notre cas.

3.4.3 Contraintes dues aux forces magnétiques

Tout d'abord, la carte de champ magnétique obtenue précédemment est appliquée sur l'ensemble du prototype afin d'étudier les déplacements et les contraintes générés par les forces de Laplace. Les forces de Laplace sont calculées en chaque nœud du maillage de la bobine, suivant la relation :

$$\mathbf{J} \wedge \mathbf{B} = \mathbf{F} \quad (3.21)$$

On calcule ensuite la résultante des forces d'une moitié de la bobine sur l'autre moitié (afin d'éviter une résultante nulle). On en déduit la contrainte due aux forces de Laplace ainsi que les déplacements et les déformations en résolvant la matrice de rigidité. Les contraintes équivalentes de Von Mises dues aux forces magnétiques sont présentées Figures 3.12a et 3.13a respectivement avec et sans condition de glissement. La contrainte équivalente de Von Mises est maximale au point ①, sans glissement et vaut 26,8 MPa. Dans le cas du glissement, la contrainte est plus élevée, 56,6 MPa, cependant, il s'agit dans les deux cas de valeurs maximales aux coins, soit à des singularités du maillage. Le modèle avec glissement, censé atténuer ces singularités est lui aussi surcontraint en un point. En effet, malheureusement, sous Cast3M, il est difficile d'imposer des conditions de contact. Bien que le glissement soit respecté aux frontières du bobinage, à l'intersection entre le téflon, la frette et le bobinage (②), il y a toujours un seul point et non deux en vis-à-vis comme sur le reste des lignes de glissement. C'est la limite de la modélisation présentée. Partout ailleurs, dans les deux cas, les contraintes générées sont faibles.

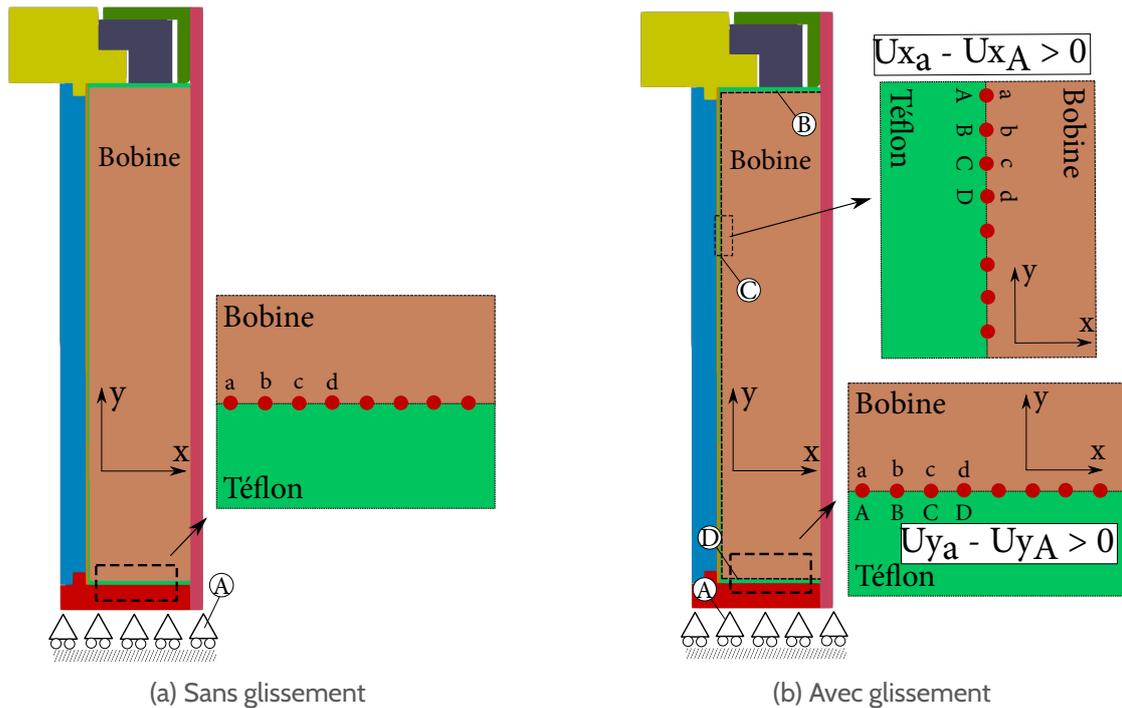


Figure 3.11 – Schématisation des conditions limites avec et sans relation de glissement du bobinage sur le téflon. (A) Le bobinage est contraint en z par des appuis sur les nœuds de la flasque inférieure. Les trois zones de glissement (B) (C) et (D) sont également contraintes en déplacement. Le bobinage est collé à la frette de G10 par de la résine époxy lors de l'imprégnation, il n'y a donc pas de glissement possible

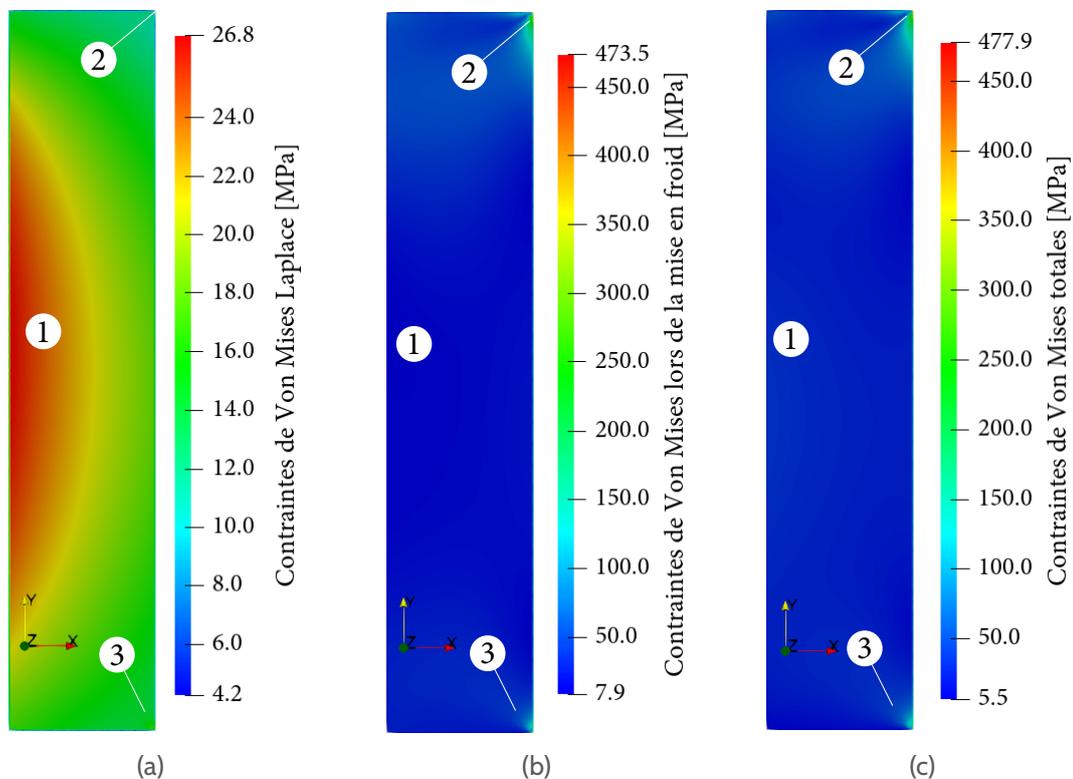


Figure 3.12 – Contraintes équivalentes de Von Mises générées par le champ magnétique (Laplace) (a), de la mise en froid (b) et contraintes totales (c) sans condition de glissement sur le téflon

3.4.4 Contraintes dues au refroidissement

L'homogénéisation des propriétés thermiques du conducteur est réalisée à partir du maillage du conducteur présenté précédemment. Cette méthode d'homogénéisation s'appuie sur une méthode CLT

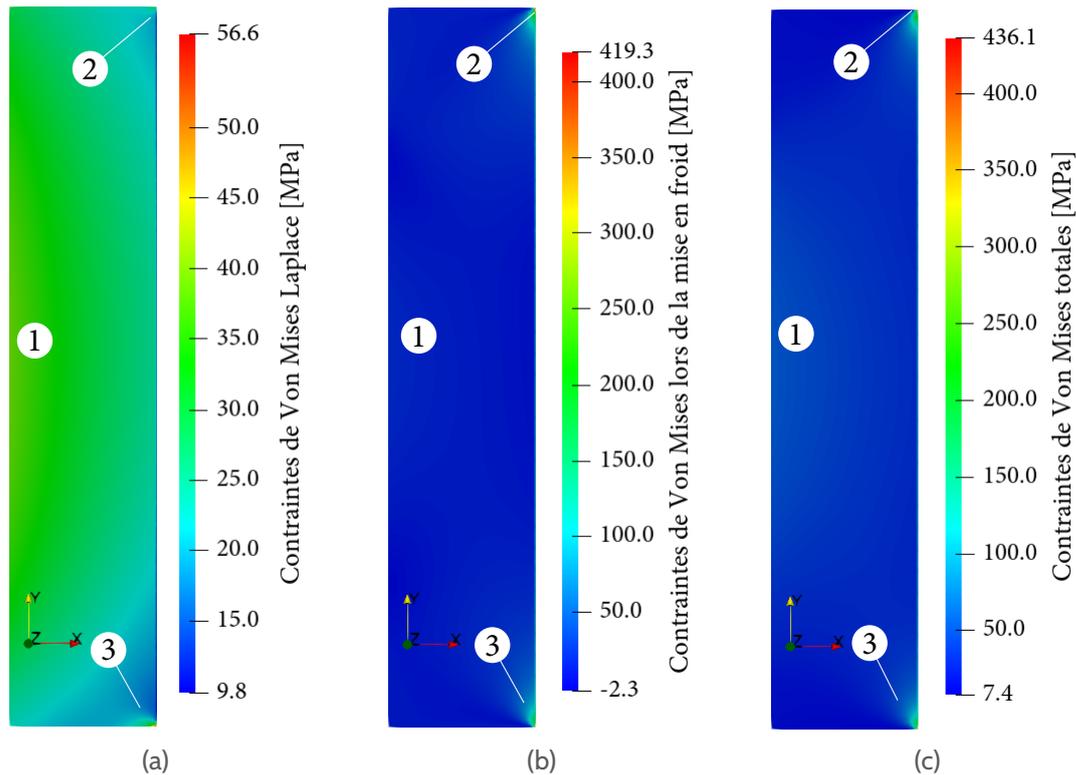


Figure 3.13 – Contraintes équivalentes de Von Mises générées par le champ magnétique (Laplace) (a), de la mise en froid (b) et contraintes totales (c) avec condition de glissement sur le téflon

simple à mettre en place, l'homogénéisation thermique par Keff n'a pu être développée à temps. L'aimant subit des contraintes thermiques lors de son refroidissement, le champ de température imposé est de 4 K. Les résultats de la simulation des contraintes équivalentes de Von Mises sont présentés Figures 3.12a et 3.13a. Il s'agit des contraintes principales générées dans le bobinage, avec aux coins des valeurs maximales de 474 MPa et 419 MPa respectivement avec et sans condition de glissement. Le bobinage est soumis à la compression des flasques en cuivre de part et d'autre du bobinage. On observe également que la contrainte moyenne dans le bobinage se situe entre 10 MPa et 40 MPa (près des flasques en cuivre).

3.4.5 Contraintes totales

Les contraintes totales de Von Mises sont obtenues en sommant les contraintes dues aux forces de Laplace et au refroidissement. Les conditions de glissement modélisées n'apportent pas une nette diminution des contraintes on passe de 478 MPa à 436 MPa en instaurant des plans de glissement. Cette amélioration se fait surtout sentir aux coins, le bobinage reste bien en dessous des valeurs maximales constatées (entre 10 MPa et 50 MPa).

3.4.6 Déformations équivalentes

Les contraintes de Von Mises permettent généralement de valider mécaniquement un assemblage en comparant la contrainte équivalente de Von Mises et les limites élastiques des matériaux composant la structure. Dans notre cas, nous n'avons pas effectué d'essai mécanique en amont sur le conducteur du prototype. Néanmoins, nous avons vu, au Chapitre 2, que les conducteurs Columbus perdaient leurs performances électriques à partir de 0,4 % de déformation en cintrage (sauf en présence d'une gaine de fer). Les contraintes de Von Mises nous ont permis d'isoler les points critiques mais ne nous permettent pas de conclure quant à la tenue mécanique des conducteurs.

Il est possible de calculer les déformations équivalentes grâce à la relation suivante :

$$\varepsilon_{\text{eq}} = \frac{1}{1 + \nu_{xy}} \sqrt{\frac{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2}{2}} \quad (3.22)$$

Il est possible d'extraire les déformations dans toutes les directions principales et de calculer la déformation équivalente. Le Tableau 3.3 présente les valeurs de déformation équivalente aux points du maillage ①, ② et ③ représentés Figures 3.12 et 3.13. On remarque qu'aux points ② et ③, les déformations sont les plus importantes. Néanmoins, les déformations restent en dessous de 0,4 % de déformation. On peut donc en conclure que le conducteur ne risque pas d'être dégradé lors d'une montée en courant de 225 A à 4 K.

3.4.7 Conclusion sur l'analyse mécanique

Deux modèles mécaniques ont été modélisés. Un modèle purement théorique où le bobinage est totalement contraint par le mandrin et un modèle intégrant les différentes zones courvées de téflon plus proche de la réalité. Les contraintes générées par la mise en froid dominant. Le bobinage est donc en compression limitant les déplacements sur les pièces en téflon. Au vu des déformations dans le bobinage (<0,4 %), d'un point de vue mécanique, les rondelles en téflon peuvent ne pas être installées car la déformation reste en dessous de la déformation critique et ce, même sans conditions de glissement. Les conditions de glissement introduites dans le modèle mécanique n'ont pas permis de supprimer l'écueil des deux points singuliers à la jonction des trois ensembles (frette G10 / téflon / bobinage). L'arrêt de la frette au niveau du bobinage supprime les points singuliers. Seul la sortie du conducteur en ② pourrait être problématique et seule une modélisation 3D permet d'étudier cette zone. Une représentation plus fine des endroits critiques avec les vrais matériaux, la présence d'arrondis et les cales en G10 dans ces zones permettront de mieux quantifier la contrainte maximale.

		Sans glissement			Avec glissement		
		Laplace	Mise en froid	Total	Laplace	Mise en froid	Total
①	ε_x	-0,003%	-0,261%	-0,264%	-0,008%	-0,251%	-0,259%
①	ε_y	-0,011%	-0,252%	-0,263%	-0,013%	-0,273%	-0,286%
①	ε_z	0,022%	-0,248%	-0,226%	0,032%	-0,248%	-0,217%
①	ε_{eq}	0,024%	0,009%	0,030%	0,034%	0,019%	0,048%
②	ε_x	-0,006%	-0,242%	-0,248%	-0,011%	-0,303%	-0,314%
②	ε_y	-0,002%	-0,332%	-0,334%	-0,005%	-0,300%	-0,304%
②	ε_z	0,009%	-0,259%	-0,250%	0,016%	-0,260%	-0,244%
②	ε_{eq}	0,011%	0,066%	0,068%	0,020%	0,033%	0,053%
③	ε_x	-0,014%	-0,311%	-0,331%	-0,036%	-0,244%	-0,258%
③	ε_y	-0,001%	-0,413%	-0,424%	0,005%	-0,243%	-0,356%
③	ε_z	0,011%	-0,261%	-0,250%	0,011%	-0,255%	-0,244%
③	ε_{eq}	0,017%	0,107%	0,120%	0,035%	0,009%	0,085%

Tableau 3.3 – Déformations selon les directions principales x , y et z et déformation équivalente ε_{eq} lors de différentes sollicitations, sous différentes conditions de glissement aux points ①, ② et ③ du maillage représenté Figures 3.12 et 3.13

3.5 Thermalisation

3.5.1 Thermalisation des jonctions

a) Estimation de la résistance électrique des jonctions entre deux longueurs de conducteur

L'aimant est composé de trois longueurs de conducteurs qu'il faut joindre par deux jonctions résistives. Ces jonctions résistives doivent être thermalisées au mieux afin d'extraire la chaleur générée par effet Joule directement sans élever la température du reste du bobinage. La Figure 3.14 présente le montage de thermalisation d'une jonction. Les différentes étapes de réalisation seront détaillées dans le chapitre suivant (Chapitre 4). Après avoir effectué la jonction en brasant le flanc des deux conducteurs, un ruban de cuivre est alors brasé au dessus des conducteurs sur toute la longueur de la jonction (env. 35 cm). Un drain composé d'un ruban de cuivre isolé par du scotch Kapton[®], est alors brasé sur le ruban. Le drain longe la flasque en téflon, puis sort du bobinage où il est brasé sur une plaque en cuivre en forme de secteur angulaire. Cette plaque est isolée de la flasque en cuivre du mandrin par du Kapton[®]. Les géométries ainsi que les propriétés des matériaux utilisés dans les calculs suivants sont présentées, en annexe, dans les Tableaux A.1 et B.1 à partir des numéros de la Figure B.1.

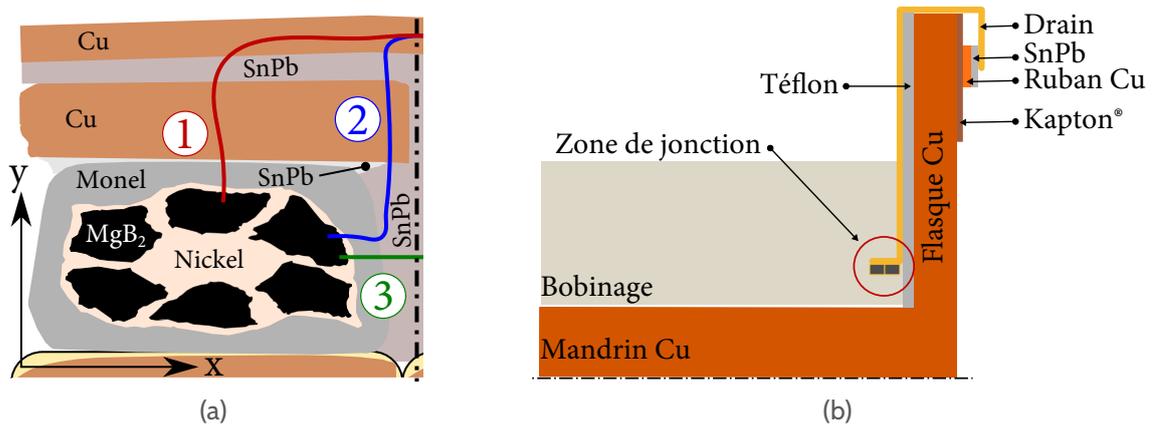


Figure 3.14 – (a) Chemins préférentiels lors du passage du courant dans une jonction (l'axe de symétrie est représenté en traits discontinus). Une figure plus détaillée des différents ensembles est présentée en annexe, Figure B.1. (b) Schéma du montage de la thermalisation d'une jonction

Afin de dimensionner une jonction et surtout l'optimiser, il est intéressant d'évaluer sa résistance et d'identifier le chemin préférentiel de passage du courant parmi les plus probables. Cela permet d'obtenir une valeur de résistance et d'identifier les paramètres les plus dimensionnant. Les chemins préférentiels possibles sont illustrés Figure 3.14a. On modélise alors chaque matériau traversé (matrice, gaine, brasures, rubans en cuivre) par une résistance en série. Les résistances sont calculées à partir de la relation suivante :

$$R_{\text{interface}} = \rho \frac{L}{S} \quad (3.23)$$

Avec :

- ρ Résistivité du matériau constituant l'interface [$\Omega \text{ m}$]
- L Longueur traversée par le courant dans l'interface [m]
- S Section normale à la direction de la longueur L [m^2]

Les résultats des résistances calculées des matériaux composant la jonction sont présentés Tableau 3.4. Au CEA, nous n'avons pu mesurer que le RRR du cuivre du ruban de stabilisation et des drains thermiques respectivement de 166 et 272. Dans la suite, pour tous les autres cuivres, même ceux recuits dans un four sous vide au CEA (c'est le cas des plaques de thermalisation de la bobine),

N° *	Matériaux (Valeurs en Ohm)	5 K	15 K	30 K
②	Ni _x	$7,0 \times 10^{-11}$	$7,5 \times 10^{-11}$	$1,0 \times 10^{-10}$
②	Ni _y	$2,3 \times 10^{-11}$	$2,5 \times 10^{-11}$	$3,3 \times 10^{-11}$
③	Monel _x	$1,3 \times 10^{-7}$	$1,3 \times 10^{-7}$	$1,3 \times 10^{-7}$
③	Monel _y	$6,6 \times 10^{-8}$	$6,6 \times 10^{-8}$	$6,6 \times 10^{-8}$
⑩	SnPb _x entre conducteurs	$5,0 \times 10^{-9}$	$6,5 \times 10^{-9}$	$1,0 \times 10^{-8}$
⑩	SnPb _y entre conducteurs	$2,0 \times 10^{-8}$	$2,6 \times 10^{-8}$	$4,0 \times 10^{-8}$
④	SnPb (monolithe / stabilisant)	$4,5 \times 10^{-10}$	$5,8 \times 10^{-10}$	$9,0 \times 10^{-10}$
⑤	Cu _x stabilisant ^a	$3,3 \times 10^{-9}$	$3,3 \times 10^{-9}$	$3,9 \times 10^{-9}$
⑤	Cu _y stabilisant ^a	$2,1 \times 10^{-10}$	$2,1 \times 10^{-10}$	$2,4 \times 10^{-10}$
⑥	SnPb _y (stabilisant / therma)	$5,2 \times 10^{-10}$	$6,7 \times 10^{-10}$	$1,0 \times 10^{-9}$
⑦	Cu _x ruban therma ^b	$7,5 \times 10^{-9}$	$7,5 \times 10^{-9}$	$8,8 \times 10^{-9}$
⑦	Cu _y ruban therma ^b	$8,5 \times 10^{-11}$	$8,5 \times 10^{-11}$	$9,9 \times 10^{-11}$

* Voir Tableau B.1 et Figure B.1 en annexes

^a Cuivre de stabilisation : RRR=166, considéré sous 5 T

^b Cuivre de thermalisation : RRR= 272, considéré sous 5 T

Tableau 3.4 – Résistances électriques des différents matériaux composant la jonction (Figure 3.14a) pour différentes températures. Les indices x et y représentent la direction de l'épaisseur considérée respectivement dans le sens horizontal et vertical

nous considérerons un RRR de 100. Les plaques en cuivre ⑫ sont issues d'un stock de ruban utilisé pour les applications supra du CERN, on peut donc estimer qu'ils sont de bonne qualité.

Il apparait que la barrière résistive la plus importante est la gaine de Monel à l'extérieur du monolithe MgB₂. À partir de ces résistances, on peut ensuite calculer les résistances des trois chemins suivants (Figure 3.14a) :

1. (Ni_y → Monel_y → SnPb → Cu_{y,5T} → SnPb_y → Cu_{y,5T}) × 2
2. (Ni_x → Monel_x → SnPb_y → Cu_{y,5T} → SnPb_y → Cu_{x,5T}) × 2
3. (Ni_x + Monel_x + SnPb_x × 0,5) × 2

On multiplie par deux car le système est symétrique comme le montre l'axe de symétrie Figure 3.14a. Les résultats des résistances des trois chemins sont présentés Tableau 3.5. Pour le calcul de la résistance totale, chaque chemin est considéré comme une résistance en parallèle. On obtient alors une résistance totale de 73 nΩ, cette résistance considère également le chemin 3 et 2 or ces chemins passent par la brasure SnPb située entre les deux conducteurs. Cette brasure est difficilement réalisable en pratique et encore moins sur toute la longueur de la jonction. Dans le Chapitre 5, la résistance mesurée lors des tests est de l'ordre de 148 nΩ pour la première jonction et 176 nΩ pour la seconde. En ne considérant pas la brasure SnPb ⑩ entre les conducteurs, on trouve une résistance de l'ordre de 150 nΩ, ce qui est en accord avec les valeurs expérimentales obtenues. Dans la suite, nous considérerons le chemin 1 comme chemin préférentiel du courant. La puissance ainsi générée est de l'ordre de 6 mW. Cette puissance doit être extraite hors de la jonction par le biais de drains thermiques efficaces c'est-à-dire en limitant les gradients de température.

b) Estimation du gradient de température

La puissance est évacuée à travers les drains thermiques qui mènent jusqu'à la joue de la flasque inférieure comme le montre la Figure 3.14b. Le prototype est refroidi par les bornes + et - liées aux flasques inférieures/supérieures et à la couronne en cuivre (borne -). Une bonne thermalisation assure un gradient minimal entre la jonction et la flasque inférieure. Chaque jonction d'environ 35 cm accueille en moyenne 18 drains thermiques offrant une sécurité supplémentaire si l'un des

	5 K	15 K	30 K
Résistance chemin 1 [Ω]	$1,5 \times 10^{-7}$	$1,5 \times 10^{-7}$	$1,5 \times 10^{-7}$
Résistance chemin 2 [Ω]	$3,1 \times 10^{-7}$	$3,2 \times 10^{-7}$	$3,5 \times 10^{-7}$
Résistance chemin 3 [Ω]	$2,6 \times 10^{-7}$	$2,7 \times 10^{-7}$	$2,7 \times 10^{-7}$
Résistance totale [Ω]	$7,3 \times 10^{-8}$	$7,4 \times 10^{-8}$	$7,7 \times 10^{-8}$
Puissance tous chemins [W]	$2,9 \times 10^{-3}$	$3,0 \times 10^{-3}$	$3,1 \times 10^{-3}$
Puissance probable chemin 1 [W]	$6,0 \times 10^{-3}$	$6,0 \times 10^{-3}$	$6,2 \times 10^{-3}$

Tableau 3.5 – Résistances et puissances générées lors du passage du courant dans les trois chemins possibles

N° *	Matériaux (Valeurs en Kelvin)	5 K	15 K	30 K
⑧	SnPb	$4,0 \times 10^{-3}$	$2,5 \times 10^{-3}$	$1,9 \times 10^{-3}$
⑨	Drains Cu J1	$9,9 \times 10^{-1}$	$4,2 \times 10^{-1}$	$3,9 \times 10^{-2}$
⑨	Drains Cu J2	1,2	$4,9 \times 10^{-1}$	$4,5 \times 10^{-2}$
⑪	SnPb	$1,1 \times 10^{-3}$	$7,0 \times 10^{-4}$	$5,3 \times 10^{-4}$
⑫	Cu plaque	$1,5 \times 10^{-4}$	$5,7 \times 10^{-5}$	$4,7 \times 10^{-5}$
⑬	Colle sous plaque	$5,3 \times 10^{-2}$	$5,4 \times 10^{-2}$	$5,6 \times 10^{-2}$
⑭	Kapton®	$1,0 \times 10^{-1}$	$3,1 \times 10^{-2}$	$1,8 \times 10^{-2}$
⑮	Colle sous Kapton®	$1,8 \times 10^{-2}$	$1,8 \times 10^{-2}$	$1,90 \times 10^{-2}$
	ΔT J1 [K]	1,18	0,52	0,13
	ΔT J2 [K]	1,34	0,59	0,14
	Moyenne ΔT J1-J2 [K]	1,25	0,56	0,14
	ΔT pour 18 drains [K]	0,070	0,031	0,008

* Voir Tableau B.1 et Figure B.1 en annexes

Tableau 3.6 – Gradients de température dans la jonction

drains est défectueux. Le gradient de température pour chaque interface est calculé à partir de la relation suivante :

$$\Delta T = \frac{QL}{kS} \quad (3.24)$$

Avec :

Q Puissance [W]

L Longueur traversée par le courant dans l'interface [m]

k Conductivité thermique [W/(mK)]

S Section normale à la direction de la longueur L [m²]

On remarque que le gradient est inversement proportionnel à la section, ainsi en augmentant la section, on diminue le gradient de température. Nous avons utilisé une plaque de cuivre isolé de Kapton® et collée sur la joue de la flasque inférieure du mandrin, afin d'augmenter la surface de thermalisation pour que cette isolation électrique ne soit pas la partie contraignante du drain. Le paramètre dimensionnant reste le drain lui même. C'est pourquoi nous avons rajouté 17 autres drains. Nous aurions pu mieux équilibrer les longueurs des drains des deux jonctions pour obtenir une thermalisation parfaitement identique voire favoriser la jonction 1 (J1) qui subit un champ plus élevé. (Figure 3.14b). Le Tableau 3.6 présente les résultats des gradients de température calculés pour 1 et 18 drains.

Le gradient de température est le l'ordre de 1,3 K à 5 K pour une jonction en moyenne et de l'ordre de 0,070 K à 5 K si on considère une thermalisation par le biais de 18 drains. Les résultats montrent que la longueur des drains a une grande influence sur le gradient de température. Nous allons nous intéresser maintenant à un autre système de thermalisation.

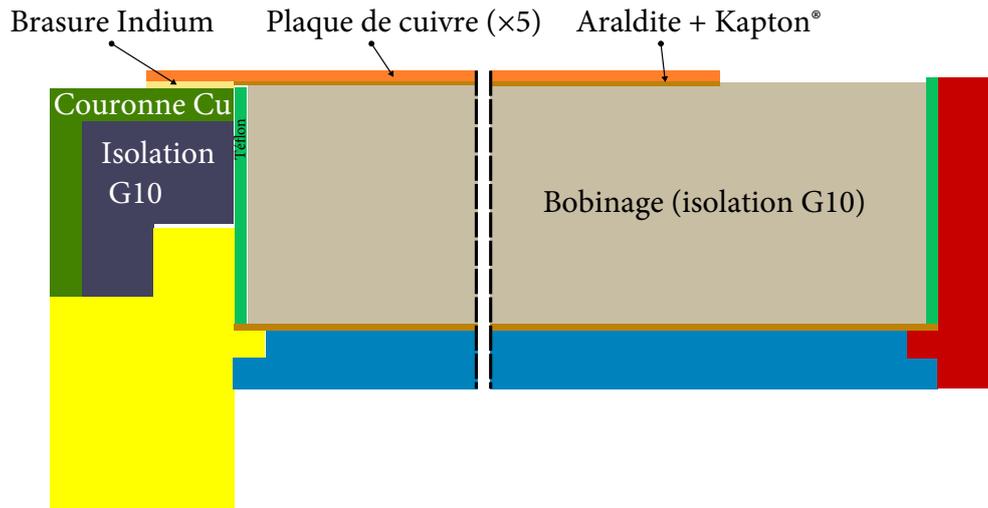


Figure 3.15 – Montage d'une plaque de thermalisation du prototype (le bobinage n'est pas représenté en entier d'où les pointillés qui illustrent la discontinuité)

3.5.2 Thermalisation de la bobine par des plaques de cuivre azimuthales

La bobine est également thermalisée de l'extérieur par le biais de 5 plaques de thermalisation en cuivre recuit, disposées azimuthalement autour du bobinage comme représenté Figure 3.15 et Figure 4.11. Le chemin thermique est le suivant :

- Bobinage (isolation G10) → Kapton[®] → colle (Araldite) → plaque de thermalisation → brasure Indium → couronne Cu

La résistance thermique totale est calculée en sommant les différentes résistances thermiques de chaque constituant suivant la relation :

$$R_{th} = \frac{L}{kS} \quad (3.25)$$

Avec :

- L Longueur traversée par le courant dans l'interface [m]
- k Conductivité thermique [W/(m K)]
- S Section normale à la direction de la longueur L [m²]

Les résultats sont présentés dans le Tableau 3.7 à partir des propriétés du Tableau A.1 et des longueurs caractéristiques du Tableau B.1 en annexe. La résistance thermique est entre 0,12 K/W et 0,51 K/W pour l'ensemble du bobinage et pour une plaque de thermalisation. Pour 5 plaques, la résistance thermique est entre 0,1 et 0,02 K/W. Rapporté à un conducteur (parmi les 88 de la couche extérieure), la résistance thermique se situe entre 2,1 K/W et 9,1 K/W pour 30 K et 5 K respectivement. La résistance thermique du Kapton[®] domine les autres pour toutes les températures.

3.5.3 Thermalisation de la jonction par les drains thermiques

Afin de pouvoir comparer avec la thermalisation précédente, la résistance thermique est également évaluée pour la thermalisation des jonctions à partir du chemin suivant :

- SnPb therma/draines → Cu drain jonction → SnPb plaque flasque → Cu plaque flasque → Colle plaque flasque → Kapton[®] → Colle sous Kapton[®]

Les résultats évalués pour 1 drain et 18 drains sont présentés Tableau 3.8. La résistance thermique se situe entre 1,26 K/W et 12,38 K/W à 30 K et 5 K respectivement.

Résistances thermiques [K/W]		5 K	15 K	30 K
⑩⑥	Isolation G10	$1,4 \times 10^{-1}$	$6,4 \times 10^{-2}$	$4,4 \times 10^{-2}$
⑩⑦	Kapton [®] sous plaque Cu	$3,6 \times 10^{-1}$	$1,1 \times 10^{-1}$	$6,1 \times 10^{-2}$
⑩⑧	Colle sous Kapton [®]	$9,5 \times 10^{-3}$	$9,5 \times 10^{-3}$	$9,5 \times 10^{-3}$
⑩⑨	Cu plaque	$1,1 \times 10^{-4}$	$4,0 \times 10^{-5}$	$3,3 \times 10^{-5}$
⑩⑩	Brasure Indium	$4,7 \times 10^{-4}$	$1,7 \times 10^{-3}$	$3,6 \times 10^{-3}$
Résistance thermique pour 1 plaque		0,50	0,19	0,12
Résistance thermique pour 5 plaques		0,10	0,04	0,02
Résistance thermique pour 1 conducteur		9,1	3,3	2,1

Tableau 3.7 – Résistance thermique totale du système de thermalisation du bobinage

Résistance thermique [K/W]		5 K	15 K	30 K
⑧	SnPb thermalisation/drains	0,66	0,42	0,31
⑨	Cu drain jonction 1	192,00	80,85	7,36
⑪	SnPb plaque flasque	0,19	0,12	0,09
⑫	Cu plaque flasque	0,03	0,01	0,01
⑬	Colle plaque flasque	8,99	8,99	8,99
⑭	Kapton [®]	17,02	5,20	2,86
⑮	Colle sous Kapton [®]	3,00	3,00	3,00
Résistance thermique totale		222,88	98,58	22,60
Résistance thermique pour 18 drains		12,38	5,48	1,26

Tableau 3.8 – Résistance thermique totale du système de thermalisation de la jonction

3.5.4 Thermalisation directe par le bobinage (via le mandrin en Ti/Cu)

On peut aussi considérer la thermalisation des jonctions directement par les conducteurs du bobinage refroidis par les plaques externes. Plusieurs chemins sont possibles, nous pouvons repérer l'efficacité du refroidissement à 5 K dans chacune des trois directions : axiale, radiale et azimutale :

- Un chemin dans le sens axial, en z , la résistance thermique est calculée en traversant l'isolation des 88 tours de conducteurs d'une couche. La résistance thermique estimée d'une couche est de l'ordre de 197 K/W (l'isolation du conducteur domine).
- Un chemin dans le sens radial r (de couche en couche). Pour atteindre la jonction J1, nous avons 13 couches à traverser. Dans cette direction la résistance thermique sur une largeur de conducteur est de l'ordre de 22 K/W (l'isolation du conducteur domine). Pour deux couches à traverser, ce qui est le cas de la jonction J2 située au niveau de la 22^e couche, la résistance thermique est de 3,4 K/W.
- Un chemin azimutal en suivant le conducteur par ses deux extrémités vers la jonction sur un demi-tour seulement. La résistance thermique est de l'ordre de 126 K/W (le cuivre du conducteur domine). Pour que le bobinage refroidisse les watts produits par la jonction, il faut :
 - soit suivre le conducteur en azimutal,
 - soit traverser des cales de changement de couche.

Le chemin le plus facile pour traverser les cales entourant les jonctions est la direction en z où l'épaisseur des cales n'est que de 3 mm environ. Ce trajet correspond à une résistance thermique de 4,1 K/W. Ce trajet est bien plus efficace que celui azimutal qui longe le conducteur (126 K/W). À la lecture de ces résultats, sans considérer la direction azimutale qui est pratiquement nulle, il apparaît que la résistance radiale est plus faible que la résistance en z , le chemin préférentiel est donc dans le sens couche-couche (car moins d'interface, seulement 24 couches au lieu de 88 tours)

et non dans le sens tour-tour. Le chemin préférentiel passe alors par la cale en G10 de 3 mm de largeur. La résistance thermique radiale d'une hauteur de conducteur est diminuée par le nombre de tours, mais le parallélisme est de moins en moins efficace avec l'éloignement car la contribution de la résistance en z augmente. La résistance thermique du bobinage est estimée à 6 K/W au niveau de la jonction 1 (J1). Le bobinage refroidit donc la Jonction J1 (respectivement J2) avec une résistance thermique de 10 K/W (respectivement 6 K/W).

3.5.5 Conclusion sur la thermalisation

Trajet – Résistances thermiques [K/W]	5 K	10 K	30 K
Thermalisation de la jonction avec 18 drains	12,4	5,5	1,3
Thermalisation du prototype par les 5 plaques	9,1	3,3	2,1
Thermalisation des jonctions par le bobinage et la mandrin en radial	6,0	2,8	1,9

Tableau 3.9 – Synthèse et comparaison des résistances thermiques des trois systèmes de thermalisation

Si l'on compare les résistances thermiques des trois dispositifs de thermalisations (drains, plaques et bobine), on peut déterminer laquelle des trois est la plus efficace. Les résistances thermiques des différents systèmes de thermalisation sont présentées dans le Tableau 3.9. La résistance thermique totale pour 18 drains en parallèle se situe entre 1,3 K/W et 12,4 K/W sous 30 K et 5 K respectivement. Ainsi, la résistance thermique est bien plus élevée dans le cas de la thermalisation de la jonction que dans le cas de la thermalisation du bobinage (2,1 K/W et 9,1 K/W sous 30 K et 5 K). La thermalisation du bobinage sert à atteindre l'équilibre thermique plus rapidement lors des changements de température ou après une transition supraconductrice. La thermalisation de la jonction sert, quant à elle, à éviter ou limiter la présence d'un point chaud dans le bobinage en régime permanent.

En ce qui concerne la thermalisation des jonctions, le refroidissement via la bobine et ses plaques de cuivres extérieures sont plus efficaces d'un facteur deux à 5 K que les drains dédiés. Cependant quand la température est plus élevée, la conductivité du cuivre augmente bien plus que celle de l'isolation en G10, si bien que les drains dédiés aux jonctions remplissent leur rôle sans trop solliciter la capacité de refroidissement possible par le bobinage (Tableau 3.9). Le gradient de température dans les drains thermiques des jonctions étant faible ($<0,1$ K), on peut conclure que le gradient de température du système de thermalisation de la bobine est faible. Cependant, ces calculs réalisés avec des modèles simples de conduction sont théoriques. Plusieurs paramètres sont à considérer :

- La qualité de l'imprégnation qui peut ajouter des interfaces de vide, beaucoup plus résistives que l'isolation en G10
- Les brasures plus ou moins bien réalisées sur toutes les longueurs peuvent ajouter des résistances de contact entre les différentes interfaces
- Le calcul présenté ne prend pas en compte les résistances intermétalliques de contact des milieux traversés. Même si le calcul est effectué avec des données pessimistes (propriétés du cuivre sous 5 T soit un champ plus élevé que le champ du bobinage), les propriétés des matériaux peuvent varier.

Le calcul des résistances thermiques montre que la bobine devrait être bien mieux thermalisée par les plaques brasées à la couronne en cuivre de la borne moins. Cependant, lors des tests (cf chap. 5), ce n'est pas ce qui sera observé. Cette différence s'explique peut-être par la mauvaise imprégnation du bobinage (cf les difficultés rencontrées au Chapitre 4) qui sera constatée lors des tests au Chapitre 5 avec la mauvaise propagation des transitions supraconductrices. Nous avons aussi constaté que la sonde de température qui réagissait en dernier était la sonde de la joue inférieure (appelée "Température échantillon" notée T_{ech}) ; ce qui traduit un meilleur couplage avec le bobinage

qui présente la plus grande inertie thermique. C'est donc cette sonde qui a été utilisée comme référence de température pour le bobinage lors des essais de courant critique.

Le fait d'investir dans trois systèmes de thermalisation différents a été payant vue notre défaut d'imprégnation. Les technologies utilisées et les méthodes de fabrication des thermalisations pourront être employées sur d'autres aimants nécessitant une thermalisation plus élaborée.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, le dimensionnement magnétique, mécanique et thermique du prototype a été présenté. Les modèles magnétiques de la bobine et de H0 réalisés sous Cast3M et vérifiés par différents codes analytiques ont permis d'extraire les valeurs du champ en différents points et de valider l'objectif de 5 T sur le conducteur. Ces valeurs ont été implémentées dans le modèle mécanique afin de calculer les déformations mécaniques engendrées par les forces de Laplace et la mise en froid. Un traitement inédit d'une photo de coupe de conducteur a permis de procéder à une homogénéisation précise des propriétés mécaniques du conducteur de la bobine. Il n'a pas été possible de confirmer les résultats de l'homogénéisation par des tests mécaniques classiques faute de temps. Plusieurs conditions aux limites de glissement dans le modèle mécanique ont permis de discuter de l'utilité de pièces en téflon dans le bobinage pour réduire les déformations en certains points critiques. Un modèle 3D complet permettra de valider les calculs notamment aux coins et intégrant les asymétries telles que la sortie du conducteur et les plaques de thermalisation.

La thermalisation, critique dans le cas de jonctions résistives au cœur du bobinage a également été étudiée (notamment le gradient de température qui s'est révélé inférieur à 0,1 K dans les jonctions). Trois systèmes de thermalisation ont été mis au point : un système de drains thermiques au niveau des jonctions, un système de plaques de cuivre disposées azimuthalement autour du rayon extérieur du bobinage. Le dernier système inhérent à tout bobinage est la thermalisation directe via le mandrin en Ti/Cu. Ces trois systèmes, mis en place dans la bobine permettent une redondance en cas de défaut d'imprégnation ou de défaut de fabrication. L'investissement dans ces trois systèmes s'est avéré utile au regard du défaut d'imprégnation constaté Chapitre 4. Ces méthodes nouvelles de thermalisation pourront être utilisées dans des aimants disposant de plus d'énergie. Une analyse plus poussée des gradients de température dans tout le prototype ainsi que des systèmes de thermalisation dimensionnés pourrait être effectuée dans le futur afin de valider, par des modèles plus complets, les résultats obtenus. L'étape de dimensionnement permet d'appréhender l'étape de fabrication plus sereinement, présentée au chapitre suivant.

CHAPITRE 4

Fabrication du prototype

A PRÈS un chapitre consacré au dimensionnement du prototype, ce chapitre présente les différentes étapes de sa réalisation. La réalisation du prototype s'est étendue sur un peu moins d'une année et s'articule autour de deux phases de fabrication : une phase de bobinage du conducteur englobant les tests préliminaires de bobinage et de jonctions, les changements de tourets, la réalisation des jonctions, leurs thermalisations et enfin la mise en place de l'instrumentation. Puis, une seconde phase qui se déroule pendant toutes les étapes d'imprégnation du prototype. L'imprégnation initialement prévue et préparée au CEA, n'a finalement pas pu y être effectuée pour des questions de main d'œuvre. L'imprégnation a été réalisée chez Sigmaphi avec la procédure CEA qui s'est avérée ne pas être complètement compatible avec la station existante. ... L'enjeu du chapitre qui suit est de présenter l'ensemble des étapes qui ont mené à la réalisation du prototype.

4.1 Bobinage

4.1.1 Présentation des problématiques du bobinage

Le conducteur MgB_2 se présente conditionné autour d'un touret de 630 mm de diamètre. Près de 2 km de conducteur sont nécessaires pour bobiner le prototype afin de produire un champ de 2 T. La longueur livrée de 2 km présentait trois défauts identifiés par le fabricant et acceptés par le CEA. Il a donc fallu dédoubler le conducteur sur de nouveaux tourets afin d'avoir accès à la plus grande longueur. Cela permet de placer les jonctions dans un champ magnétique plus faible. De plus, Le conducteur MgB_2 Columbus R&W, nous l'avons vu, est fragile ce qui suppose des précautions particulières.

4.1.2 Présentation de la station de bobinage

Les différentes parties de la station de bobinage sont présentées sur la Figure 4.1. La station de bobinage se compose d'un touret de stockage monté sur un ravaleur, d'un touret guide et enfin d'une bobineuse sur laquelle est monté le mandrin à bobiner. Le touret de stockage est monté sur une glissière elle-même montée sur des rails, ce qui permet de régler la position du conducteur toujours aligné avec la bobineuse afin qu'il ne soit pas contraint dans la mauvaise inertie lors du bobinage. Le touret guide complète le montage et permet de guider légèrement le conducteur et joue le rôle de support sans pour autant cintrer le conducteur.

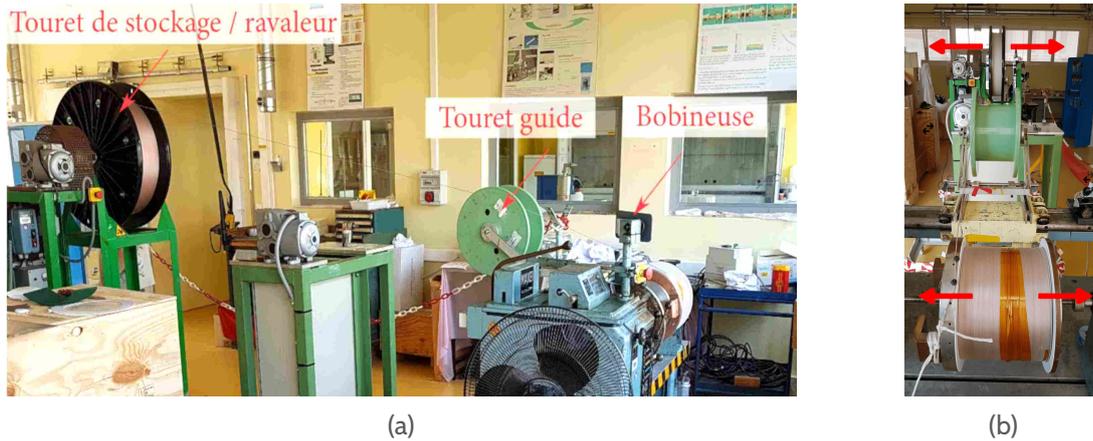


Figure 4.1 – Présentation de la station de bobinage : (a) la station est composée d'un ravaleur, d'un touret guide et de la bobineuse (b) le ravaleur peut être avancé/reculé et décalé latéralement

4.1.3 Entrée – sortie du bobinage

a) Entrée du bobinage

Les différentes étapes de préparation du mandrin sont présentées sur la Figure 5.2. Comme représentées Figure 3.2, différentes couches composent le mandrin (on parle aussi de tambour). Après nettoyage et pre-étamage du coin supérieur gauche du tambour (Figure 4.2a), du scotch Kapton[®] est bobiné sur le mandrin afin d'isoler le bobinage du mandrin (Figure 4.2b). À cela s'ajoute une couche de ruban téflonné (communément appelé "ruban de plombier" bobiné en demi-recouvrement (Figure 4.2c)). Cette couche permet au bobinage de glisser sur le mandrin lors du refroidissement cryogénique. Enfin, il faut procéder au brasage du conducteur sur la base de la flasque supérieure en cuivre étamé au travers d'une découpe locale de l'isolation Kapton[®] (Figure 4.2d). La base de la flasque supérieure a été pre-étamée lors de la première étape avec de l'étain-plomb ainsi que le conducteur. Enfin, afin d'isoler le bobinage du mandrin et de lui permettre de glisser sur les flasques, des flasques en téflon sont intercalées entre le bobinage et les flasques en cuivre et maintenues par du scotch double face. Sur ces flasques en téflon, deux entailles sont réalisées de façon à être placées face aux sorties de l'instrumentation Figure 4.2e.

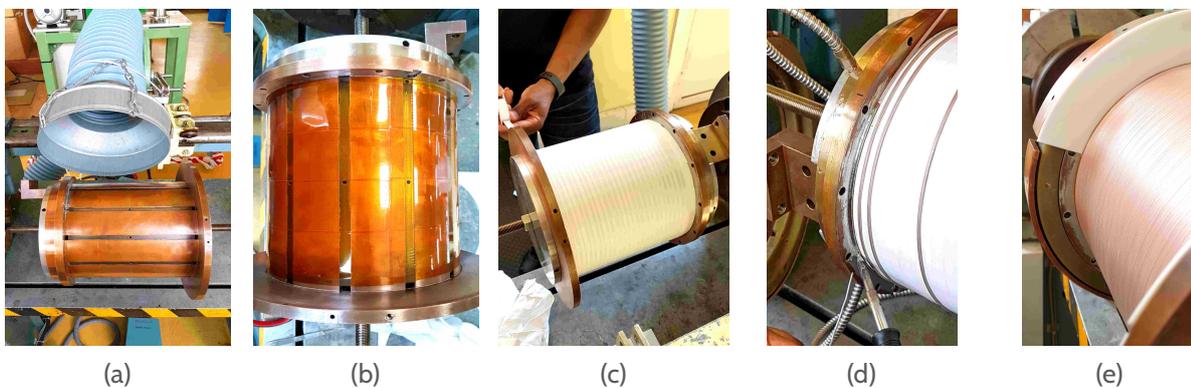


Figure 4.2 – Préparation du mandrin en titane/cuivre et réalisation de l'entrée du bobinage (a) Mise en place et étamage du mandrin (b) Mise en place du Kapton[®] (c) Bobinage du ruban de téflon (d) Brasage de l'entrée (e) Mise en place des flasques en téflon

b) Sortie du bobinage

La sortie est réalisée à la fin de la 24^e couche, de par la construction de l'aimant, elle doit se faire du même côté que l'entrée soit côté "bornes". La couronne en cuivre (borne -) a été pré-étamée à l'étain-plomb et ce bien avant le début du bobinage. La Figure 4.3 détaille le déroulement de la sortie. Le rayon extérieur de la 24^e couche coïncidait avec le rayon extérieur de la couronne en cuivre (borne -). La flasque en téflon dépassait également du rayon extérieur du bobinage et ce, même après un rabotage minutieux ; afin de ne pas risquer de dégrader le conducteur, une cale en G10 a été réalisée (Figure 4.3a), accompagnant ainsi la mise en place du conducteur sur la borne -. Une fois le conducteur en position sur la couronne en cuivre pré-étamée, le conducteur est maintenu par des vis avant d'être sectionné (Figure 4.3b). Le brasage du conducteur sur la borne - s'effectue sur plus d'un quart de tour (Figure 4.3c). Un système de vis ingénieux permet de décaler de quelques millimètres la couronne de cuivre de la couronne en G10, évitant à la dernière d'être trop chauffée lors de la brasure.

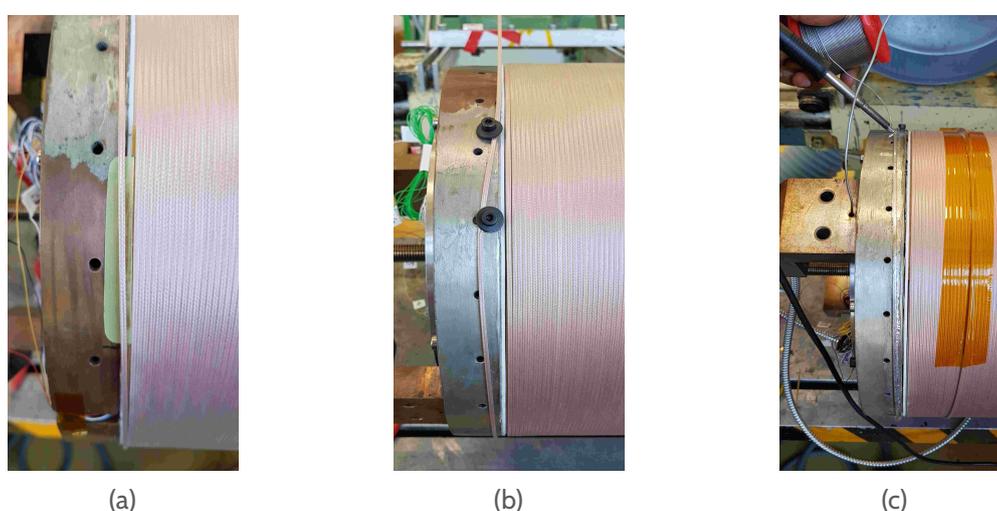


Figure 4.3 – Préparation du mandrin et réalisation de l'entrée du bobinage

4.1.4 Jonctions

Il n'a pas été possible d'obtenir une seule longueur de conducteur sans défaut afin de bobiner la bobine : C'est pour ça que des jonctions ont dues être réalisées. C'est pour cela que les jonctions réalisées lors de la thèse sont des jonctions résistives ; les deux longueurs de conducteurs sont brasées côte à côte, la jonction se place après le saut de couche afin de pouvoir l'instrumenter et ne pas modifier la régularité du bobinage : la surépaisseur de la jonction se trouvant dans la zone des cales de changement de couche. Elle s'effectue sur un quart de tour minimum soit environ 35 cm. Les jonctions dans le bobinage sont au nombre de deux : la première se trouvant entre la 11^e et la 12^e couche, la deuxième entre la 21^e et la 22^e.

a) Mise en place de la jonction

Les différentes étapes de réalisation sont présentées Figures 4.4 à 4.6. Sur la Figure 4.4, le prototype est représenté en orange tandis que le ravaleur ou touret de stockage est représenté en gris.

- (a) Une fois le saut de couche effectué, une bande de scotch Kapton[®], de la longueur de la jonction et de la largeur de deux tours et demi, est placée sur le bobinage à l'emplacement de la jonction. L'emplacement de la jonction est marqué au feutre sur la flasque en téflon (Figures 4.4a et 4.5i).

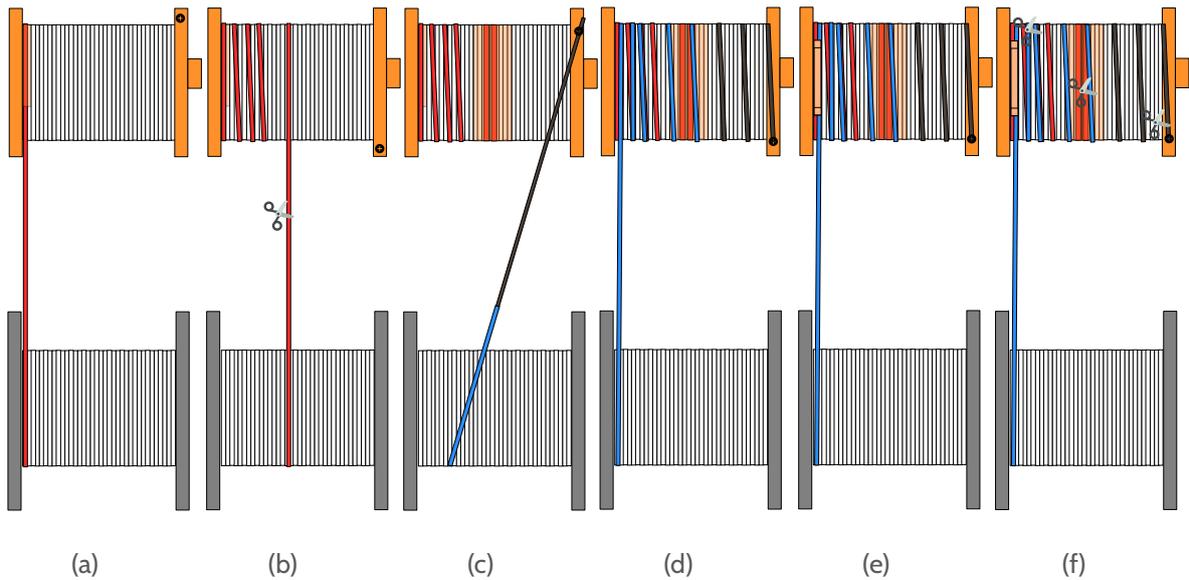


Figure 4.4 – Étapes de réalisation d'une jonction. Le touret gris représente le ravaleur tandis que le touret orange représente le mandrin du prototype

- (b) Le conducteur “en l'air” est sectionné tout en étant maintenu à la fois sur le mandrin et sur l'autre extrémité sur le ravaleur. La partie du conducteur venant du ravaleur est bobiné sur le ravaleur tandis que l'autre partie est bobinée grossièrement en augmentant l'avance de bobinage de façon à l'éloigner de la zone de jonction (Figure 4.4b).
- (c) Le conducteur du prototype (représenté en rouge Figure 4.4c) est scotché au mandrin du prototype avec du scotch Kapton[®] (le scotch Kapton[®] est plus facile à retirer que du scotch standard, ce qui évite ainsi de trop tirer sur le conducteur et de l'endommager). Le conducteur du touret de stockage (représenté en bleu) est rallongé avec une corde (afin d'économiser de la longueur de conducteur), représentée en marron, celle-ci est alors soit fixée au touret soit directement attachée à la flasque supérieure en cuivre par une vis si on veut procéder à la jonction immédiatement.
- (d) On bobine la corde puis le conducteur sur le bobinage en se rapprochant de la zone de jonction. Le conducteur doit être le plus adjacent possible afin de faciliter la soudure et optimiser le nombre de spire (Figure 4.4d).
- (e) La brasure de la jonction est alors réalisée en suivant la procédure suivante :
- (i) Après avoir placé le scotch Kapton[®] sur le bobinage (Figures 4.4e et 4.5i)
 - (ii) et après avoir placé les conducteurs côte à côte, l'isolation en fibre de verre est retirée afin de procéder à la brasure des deux conducteurs à l'étain-plomb (Figures 4.5ii et 4.6b).
 - (iii) Une fois la brasure réalisée, un ruban de cuivre pré-étamé (d'épaisseur 0,3 mm) de la largeur de la jonction et d'une longueur un peu supérieure à la longueur de la jonction (environ 38 mm) (Figures 4.5iii, 4.6b et 4.6c) est brasé sur les conducteurs. Le ruban n'est pas brasé sur toute la longueur de la jonction. En effet, la longueur supplémentaire trouvera son utilité par la suite.
- (f) L'ensemble des conducteurs ne faisant pas partie de la jonction est retiré (Figure 4.4f). Nous nous sommes aperçu qu'après sectionnement des conducteurs, les extrémités devenaient très coupantes et présentaient le risque d'endommager l'isolation de la couche suivante. Le rôle du ruban de cuivre prend alors tout son sens : la partie du ruban de cuivre qui dépasse de la jonction peut alors être rabattue et brasée sur l'extrémité coupante (Figure 4.6d). Enfin, afin d'isoler la jonction du reste du bobinage, un scotch Kapton[®] est placé en “Z” (cf. Figure 4.5iv). Le bobinage peut alors se poursuivre après un callage à façon du changement de couche et de la jonction.

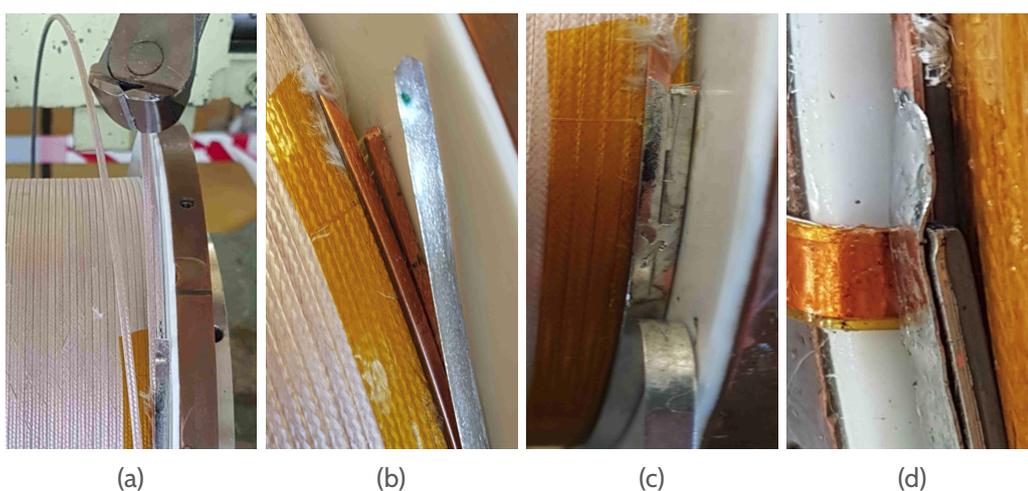
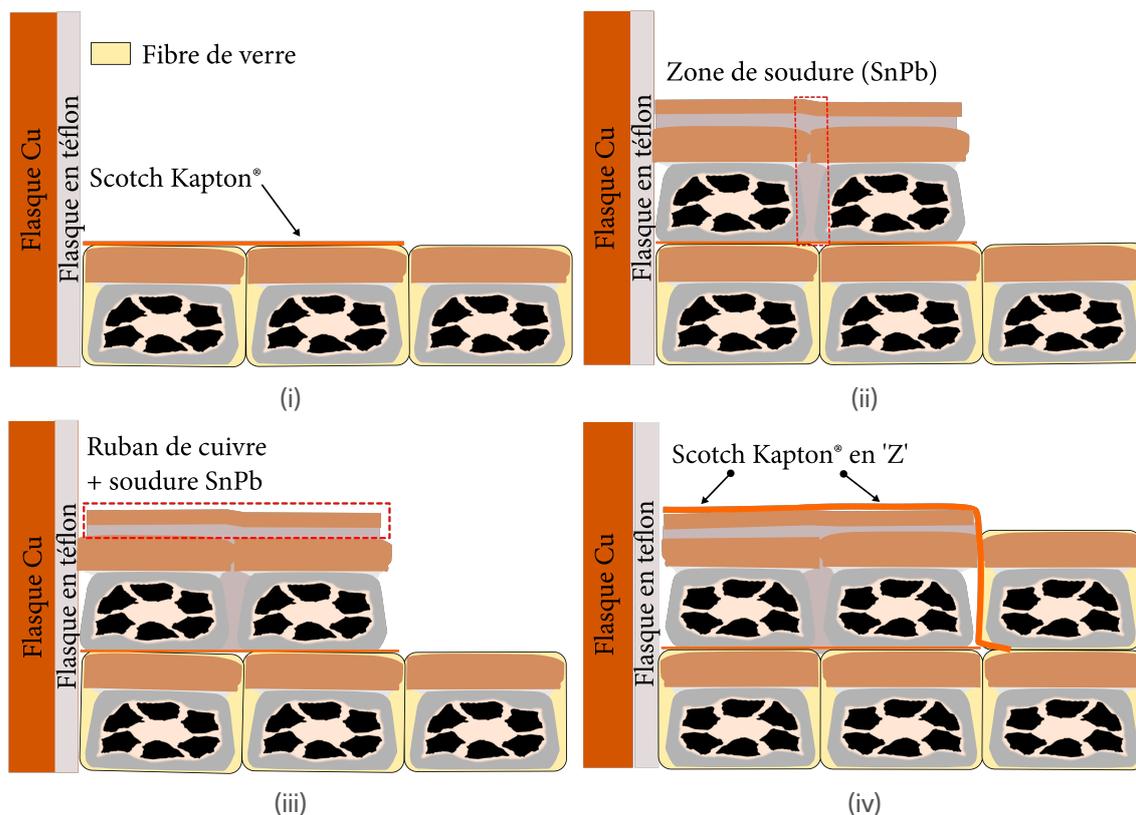


Figure 4.6 – Rôle du ruban de cuivre et mise en place de la jonction après sectionnement du conducteur (a). (b) et (c) : le ruban en cuivre de la jonction dépasse de quelques centimètres et sert ainsi à éviter au conducteur de percer l'isolation de la couche supérieure (d)

b) Traitement thermique des drains

Le manque d'espace réservé à la thermalisation des jonctions oblige d'utiliser des rubans de cuivre de faible épaisseur. Il était nécessaire de trouver des rubans dotés d'un bon RRR et de faible épaisseur. Nous ne connaissions pas les caractéristiques du cuivre que nous avons en stock et une thermalisation efficace dépend directement du RRR. Les rubans ont alors subis un traitement thermique sous vide, permettant ainsi de libérer l'oxygène des rubans et de les transformer en ruban OFHC. Les rubans sont placés 24 h à 800 °C dans un four sous un vide compris entre 10^{-5} - 10^{-6} mbar, le vide est alors cassé à l'azote. Des mesures effectuées au CEA ont permis de déterminer un RRR de 272 des drains thermiques brasés sur le conducteur.

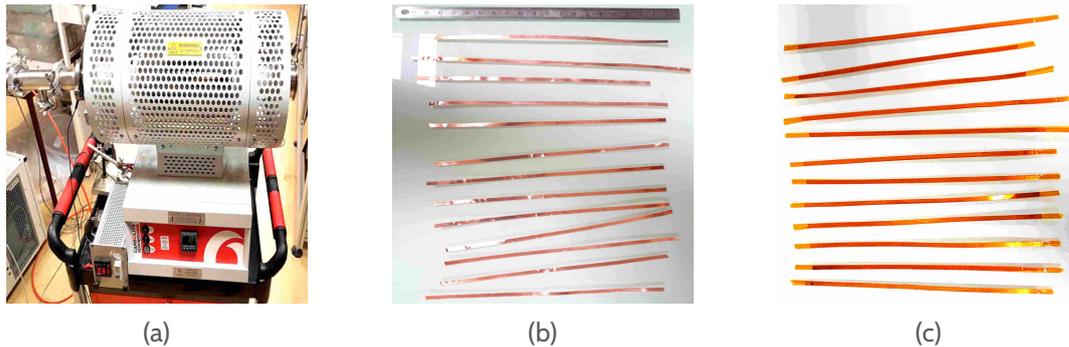


Figure 4.7 – Préparation des drains thermiques (a) four à traitement thermique (b) rubans après recuit (c) rubans recouverts de scotch Kapton®

c) Thermalisation de la jonction

Les deux jonctions réalisées sont thermalisées par des drains formés de rubans en cuivre reliés à la flasque inférieure (Figure 3.14b). La thermalisation des jonctions doit permettre d'extraire les calories issues principalement des jonctions résistives en un minimum d'espace pour ne pas créer de surépaisseur.

- Après la pause du Kapton® (Figures 4.8a et 4.8b), des encoches sont réalisées sur le Kapton® à l'aide d'un “pochoir” (18 drains prévus pour chaque jonction ont été installés).
- Les drains OFHC préalablement recuits (Section b)) et isolés par du scotch Kapton® sont alors brasés sur la jonction (Figure 4.8c). Le tout est recouvert de scotch Kapton® (Figure 4.8d).
- Les drains sont alors rabattus sur l'extérieur de la flasque inférieure (Figure 4.8d).
- Un film de scotch Kapton® d'épaisseur 25 µm est collé à la résine Damival sur la flasque en cuivre (Figure 4.8e).
- Chaque drain de chaque jonction est soudé sur une plaquette de cuivre pré-étamée (Figure 4.8f). La plaquette en cuivre est placée plus ou moins près du bord en fonction de la longueur des drains liés à la position de la jonction dans le bobinage. En effet, les rubans sont placés sur “deux étages” respectivement aux deux jonctions.
- Enfin, les rubans de cuivre sont collés sur la flasque en cuivre sur le Kapton® par de l'Araldite à prise rapide (Figures 4.8g et 4.8h).

4.1.5 Mise en place de l'instrumentation et des chaufferettes

L'instrumentation consiste essentiellement en des prises de potentiels placées à différents endroits du bobinage. Les différentes positions de l'instrumentation sont schématisées Figure 4.9. La station est limitée à deux Jaeger de 12 pins, au total 20 potentiels ont été implémentés dans le bobinage. La protection de l'aimant est directement reliée aux potentiels 1, 5 et 12. Le potentiel 5 correspond

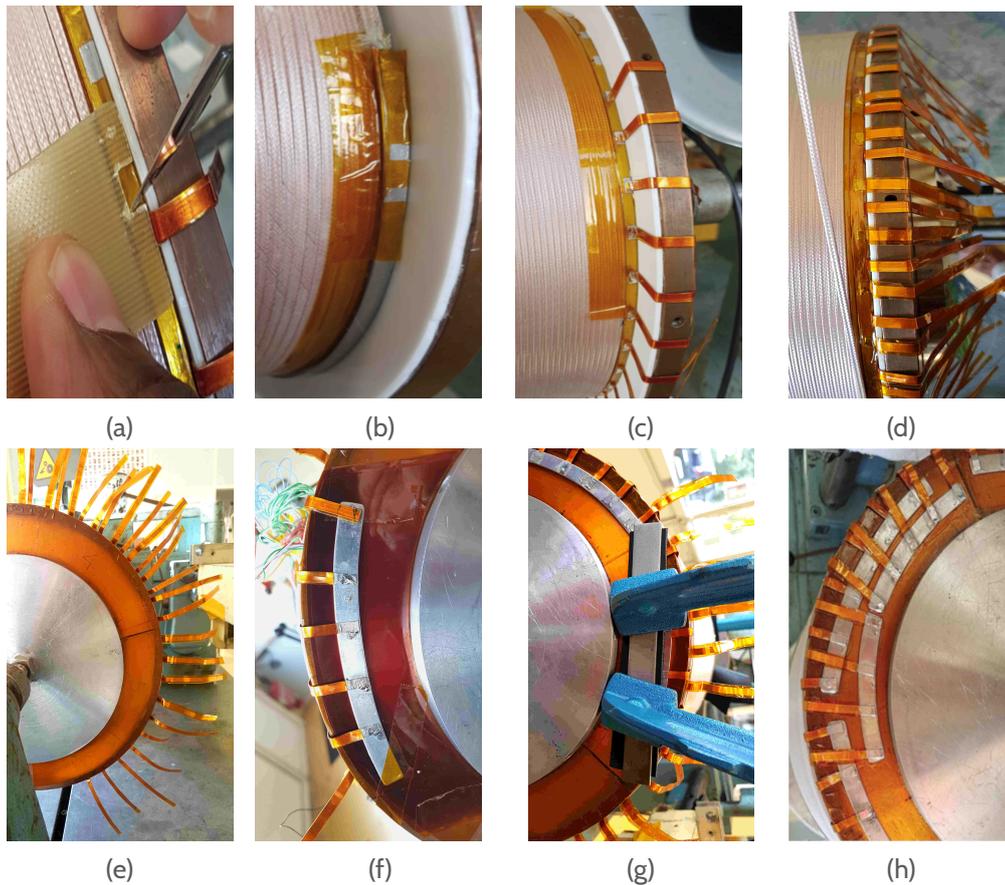


Figure 4.8 – Déroulement de la thermalisation des jonctions

au milieu inductif du bobinage, les potentiels 5–6 et 9–10 du Jaeger A permettent d’analyser les jonctions.

Les chaufferettes Figure 4.10 permettent de réaliser des tests de propagation de quench sur l’aimant. Plusieurs types de chaufferettes ont été implémentées dans le prototype :

Trois résistances ponctuelles (plus une “spare”) de $30,2\ \Omega$ collées sur la 24^e couche en bas de l’aimant et espacées azimutalement de 120° (Figure 4.10a).

Une résistance azimutale assurée par un fil de Manganin[®] de résistance totale de $48,9\ \Omega$ collée sur la dernière spire du bas du bobinage sur la 24^e couche (Figure 4.10b).

4.1.6 Thermalisation du bobinage

La thermalisation du bobinage est réalisée par des plaques de cuivre disposées sur l’extérieur du bobinage et soudées sur la borne -. Les plaques n’ont pas pu être disposées sur toute la circonférence du bobinage à cause du manque de place laissé par la sortie du bobinage. Les cinq plaques de cuivre de dimensions $240\ \text{mm} \times 70\ \text{mm} \times 0,5\ \text{mm}$ (couvrant en longueur la zone bobinage) préalablement recuites suivant le même cycle présenté Section b). L’une des faces de chaque plaque est alors recouverte d’un film de Kapton[®] d’épaisseur $50\ \mu\text{m}$ (en excluant la zone qui sera brasée) collé par de l’araldite à prise rapide (Figure 4.11a). La couronne en cuivre est alors pré-étamée à l’indium-bismuth, les plaques sont alors brasées sur la couronne en cuivre côté Kapton[®] vers l’intérieur, les plaques sont découpées de façon à pouvoir être brasées sur la plus grande surface possible (Figures 4.11b à 4.11d). Les plaques sont maintenues en contact avec le bobinage par la frette de ruban de fibre de verre et par l’imprégnation.

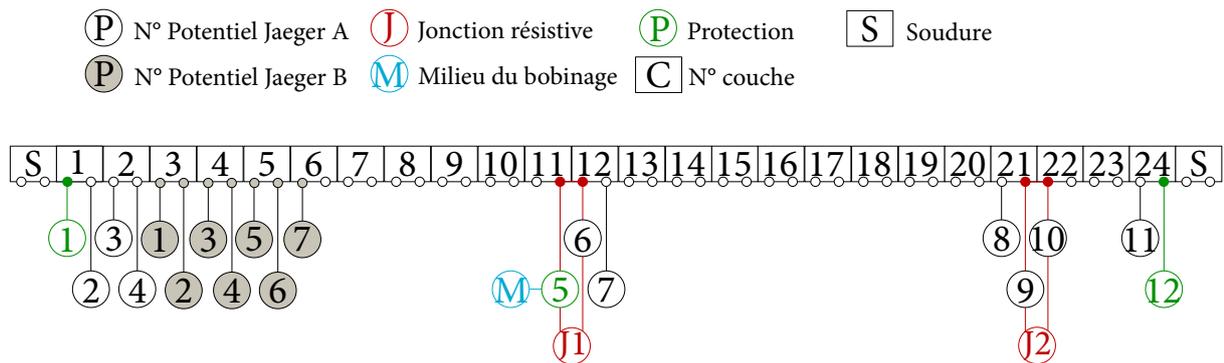


Figure 4.9 – Positions des prises de potentiel dans le bobinage : les points sous les n° de couche indiquent le début ou la fin de la couche, ainsi le potentiel numéro 1 est placé au début de la 1^{re} couche

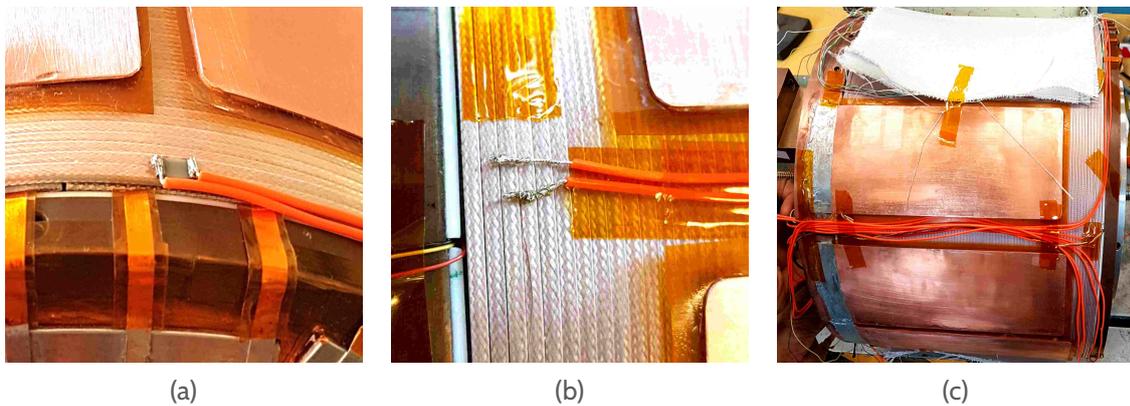


Figure 4.10 – Mise en place des chaufferettes (a) Ponctuelle (b) Azimutale (c) Passage des fils des chaufferettes

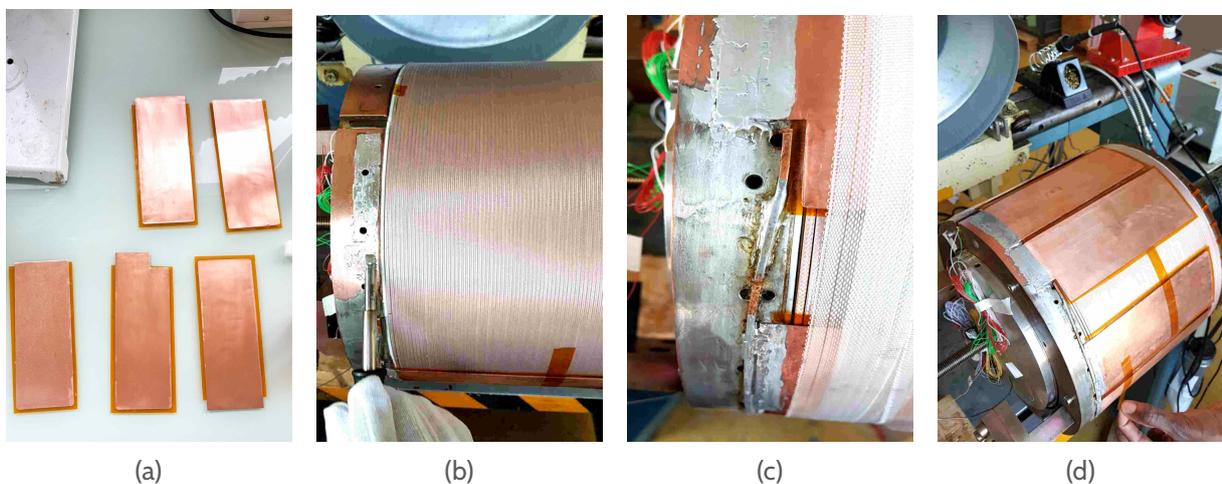


Figure 4.11 – Thermalisation du bobinage : cinq plaques ont pu être brasées sur la couronne malgré le peu de place laissé par la sortie du conducteur (c)

4.1.7 Gestion des sorties des fils d'instrumentation

La Figure 4.12a présente l'emplacement des différentes sorties sur le prototype. Trois sorties ont été utilisées :

Intérieur du mandrin Les prises de potentiel sont évacuées du bobinage par l'intérieur du mandrin par le biais de petits trous usinés dans le titane entre les lamelles en cuivre. Enfin, les fils sont ressortis par les trous filetés pour ne pas gêner la mise en place du noyau lors de l'imprégnation. Ces sorties sont idéales puisqu'elles ne gênent pas la suite du bobinage en créant une surépaisseur, que ce soit entre les spires ou au niveau des sorties elle-même, cependant, elles ne peuvent être utilisées que pour les deux premières couches.

Sortie sans fente et avec fente Sur la couronne en cuivre, deux ouvertures permettent de faire sortir les fils des prises de potentiels, une avec fente, l'autre sans. Le fil de la prise de potentiel sort d'abord du bobinage en longeant la rainure des flasques en téflon avant de sortir par l'une des sorties (Figure 4.12b).

Les différents potentiels, ainsi que les fils des chaufferettes, sont alors regroupés en tresses puis sortis du bobinage en veillant bien à ne pas créer de surépaisseur par rapport au diamètre du bobinage.

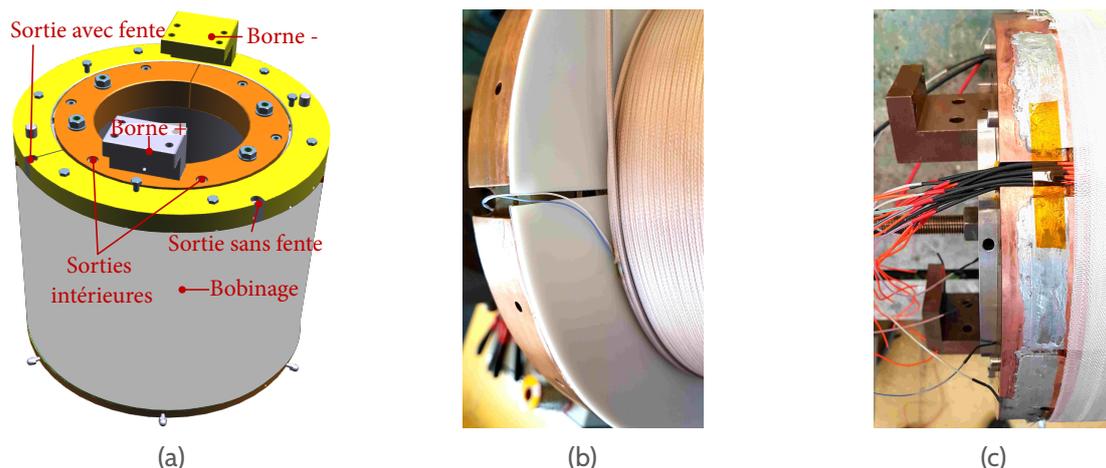


Figure 4.12 – (a) Position des sorties sur l'aimant (b) Sorties par les flasques en téflon (c) Sortie des tresses de potentiels/chaufferettes

L'ensemble est fretté avec du ruban de fibre de verre (Figure 4.11c). Une attention particulière est portée aux surépaisseurs liées aux plaques de thermalisation et aux tresses de sorties ; au besoin, des morceaux de fibre de verre sont utilisés pour combler les zones inégales.

4.2 Imprégnation

La phase d'imprégnation consiste à injecter de la résine dans le bobinage afin d'améliorer les performances mécaniques de l'aimant. L'imprégnation permet également d'améliorer la conduction de la chaleur dans la section du bobinage.

4.2.1 Présentation de l'imprégnation

a) Présentation du moule

Le moule d'imprégnation est présenté Figure 4.13. Il s'agit d'un moule qui avait été réalisé pour l'imprégnation d'un précédent prototype^[65]. Le moule a été re-utilisé pour l'imprégnation de ce nouveau prototype en l'état. Le prototype précédent a été imprégné avec les sorties de l'instrumentation à l'extérieur du moule. De plus, le bobinage du précédent prototype ne s'arrêtait pas au rayon extérieur des flasques mais bien avant, ainsi, le bobinage et la frette en fibre de verre étaient contenus dans le rayon extérieur des flasques de l'aimant (sortie exceptée). Ici, le bobinage arrive au même niveau que le rayon extérieur ; la frette en fibre de verre dépasse de 12 mm au diamètre, le moule devient alors trop petit, compliquant sa fermeture ainsi que l'étanchéage.

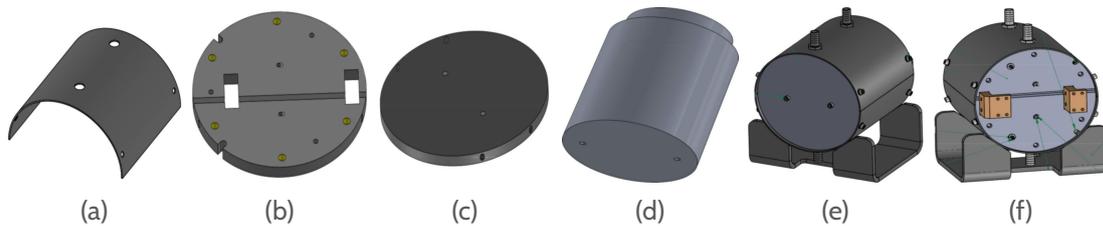


Figure 4.13 – Moule d'imprégnation : (a) deux demi viroles (b) deux demi flasques avec ouvertures (bornes) (c) d'une flasque arrière (d) noyau (e) et (f) moule complet (on aperçoit les bornes du prototype qui sortent du moule)

Le moule est formé de deux demi-viroles qui se fixent sur deux flasques. L'une des flasques est composée de deux plaques qui se referment autour des bornes du prototype. L'entrée de la résine se fait par l'intermédiaire de tétines situées de part et d'autre du moule sur les demi-viroles. Un noyau cylindrique vient s'insérer dans le rayon intérieur de l'aimant, il est fixé par deux vis fixées sur la flasque arrière. L'ensemble est placé sur un support "en V".

b) Préparation du moule

Les différentes étapes de préparation du moule sont illustrées Figure 4.14. La bobine réalisée Section 4.1 est placée dans le moule d'imprégnation. Les différentes surfaces en contact avec la résine sont recouvertes d'agent démoulant et de tissu téflonné afin de faciliter le démoulage de l'aimant (Figure 4.14). Le rayon intérieur du mandrin est également tapissé de tissu d'arrachage adhésif recouvrant les fils des prises de potentiel (Figure 4.14d). On veille à limiter le volume de résine pure à retirer lors du démoulage en remplissant les espaces de fibres de verres, de pâte verte et de cales soit en téflon soit recouvertes de tissu téflonné (Figure 4.15a). Dans les trous et les filetages sont insérées des cordes en silicone empêchant ainsi la résine de les boucher (Figure 4.15b). On évite la présence de résine pure entre le moule et le bobinage en enroulant une couche de tissu de fibre de verre épais, comblant ainsi les jeux (Figure 4.15c). Afin d'éviter une surépaisseur trop importante, une poche a été aménagée sur l'une des demi-viroles (Figure 4.15d).

c) Préparation de la bobine pour l'imprégnation

Le bobinage étant réalisé, il a fallu préparer les sorties à l'imprégnation (Figure 4.16). Cette étape vise plusieurs objectifs :

- Protéger les fils de l'instrumentation de la résine qui, sous vide, s'infiltrerait partout et rend les fils rigides.

65. Raphael PASQUET. 2015.

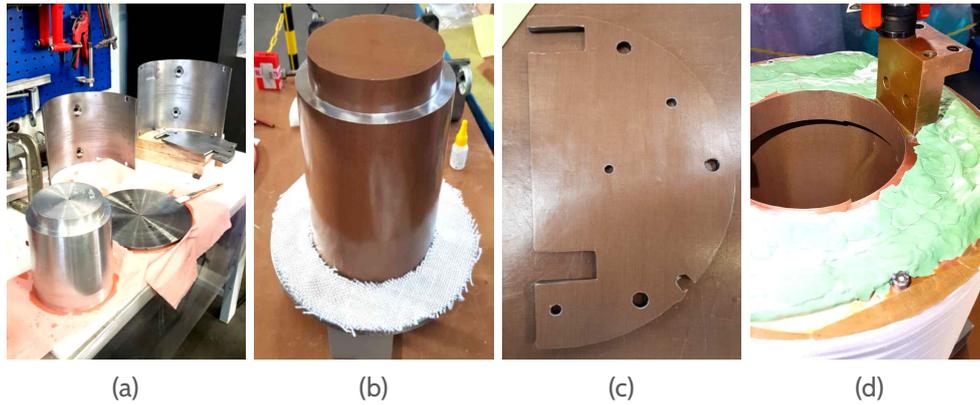


Figure 4.14 – Préparation du moule en vue de l'imprégnation : les différentes parties sont recouvertes de tissus d'arrachage adhésifs et enduites d'agent démoulant

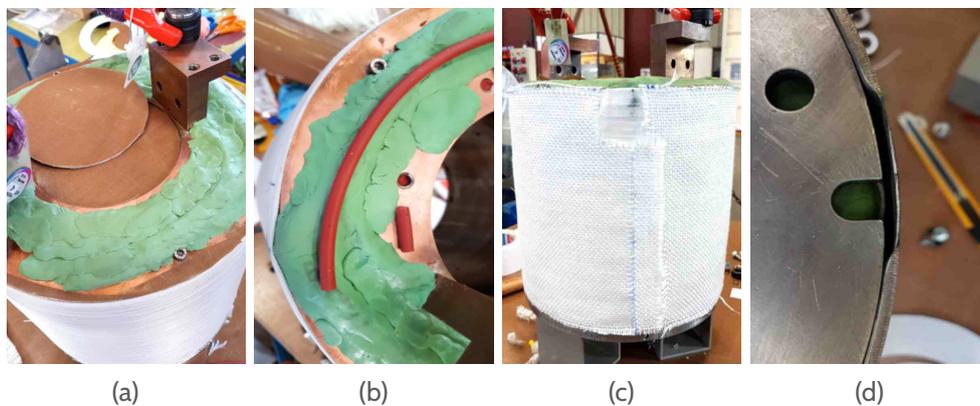


Figure 4.15 – Préparation du bobinage pour l'imprégnation

- Protéger l'instrumentation du démoulage, c'est-à-dire la protéger des chocs lors du démoulage de l'aimant.

Une attention particulière a été apportée aux points précédents ; des tests préliminaires de tenue au vide, à la température ou à la résine en elle-même (étanchéité et compatibilité) des différentes matières utilisées ont été effectués en amont.

Afin d'accomplir le premier objectif, un assemblage de gaines empêche les fils d'être noyés par la résine : les gaines se resserent de plus en plus autour du fil, ainsi, peu de résine peut s'infiltrer entre les gaines et les fragiliser (Figure 4.16a). Les ouvertures des sorties sur la borne – sont bouchées par de la fibre de verre et l'entrée de la gaine de la sortie est bouchée par du CAF1 (pâte à joint rouge) (Figures 4.16a et 4.16b). L'autre extrémité de la gaine en téflon transparent est bouchée par un bouchon formé d'une gaine thermodurcissable repliée sur elle-même et collée avec de la colle cyano (Figure 4.16b). Les différents fils sont alors plaqués sur la couronne en cuivre puis regroupés entre eux et collés avec de la colle cyano. Enfin, une grande gaine thermodurcissable entoure l'ensemble des fils permettant aux fils d'être bien visibles lors du démoulage (Figure 4.16c).

Afin d'éviter de devoir briser trop de résine multipliant les risques de générer des fissures fatales pour l'instrumentation par propagation à travers la résine pure, de la pâte verte plastiform[®] (pâte utilisée classiquement pour des empreintes de pièces) entoure toutes les gaines et agit comme pare-chocs et matériaux de remplissage (Figure 4.16d).

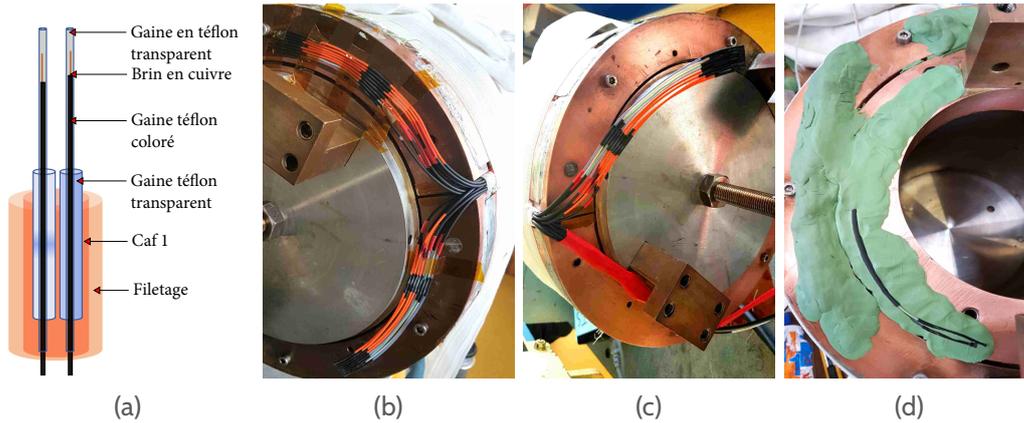


Figure 4.16 – Protection des sorties du prototype (a) schéma représentant la protection des fils de sorties (particulièrement dans le cas d'une sortie par l'intérieur (par le filetage)), (b) et (c) protection des fils de sortie (d) mise en place de la pâte verte

d) Étanchéité du moule

Le moule doit être étanche au vide et ce, sous hautes températures (60°C minimum). L'étanchéité est réalisée par de la corde de silicone appliquée aux jonctions des plaques et aux trous (Figure 4.17a). Cette corde en silicone est alors recouverte par plusieurs couches de pâte en silicone (Figure 4.17b). L'ensemble des surfaces de jonctions entre les différentes parties du moule est également étanché avec de la pâte silicone, notamment les têtes (Figure 4.17c) et les vis (notamment le filetage). Une plaque en inox est mise en place afin de combler le jeu entre les deux demi-viroles du moule (Figure 4.17d), maintenue par des colliers, elle est également étanchée par du silicone (Figure 4.17e). L'ensemble est ensuite vaporisé d'une couche de silicone de plusieurs millimètres. Cette dernière couche permet de consolider le premier étanchage et prépare le moule au tissu de drainage en recouvrant les coins, arrêtes et autres surfaces anguleuses qui pourraient percer le tissu de drainage et la bâche à vide.

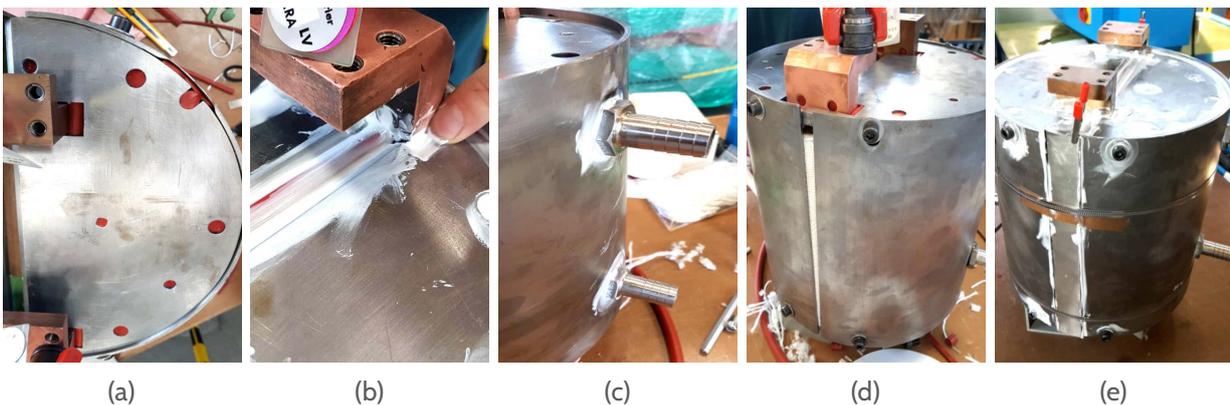


Figure 4.17 – Étanchage du moule avec du silicone et fermeture

e) Tenue au vide

Avant de procéder à l'imprégnation, nous nous sommes assurés que la station était étanche au vide. L'étanchéité est importante puisqu'elle permet, d'une part, de garantir un delta de pression satisfaisant tout au long du processus et, d'autre part, de limiter l'absorption de bulles dans le circuit d'imprégnation. Or, ces bulles peuvent se loger dans le moule et créer une zone non imprégnée. Afin de définir une limite d'étanchéité à respecter, un critère de fuite a été fixé. Il a été défini comme

étant égal à une remontée de pression inférieure à 10 mbar sur le volume entre le malaxeur et le moule compris (volumes ①–②–③–moule représentés Figure 4.19) pendant la durée de l'imprégnation à la température d'imprégnation (60 °C) (dans la configuration sans pompe).

Le moule, on l'a vu, avait été dimensionné pour un précédent prototype d'aimant MgB_2 . Dans cette nouvelle mouture de l'aimant, les plaques de thermalisation en cuivre, les drains thermiques, les sorties des fils à l'intérieur de l'aimant créent différentes surépaisseurs qui rendent le moule difficile à fermer (Figure 4.17d). Lors des tests de remontée de vide, nous nous sommes rendus compte que le vide se dégradait rapidement et dépassait le critère de fuite. Nous pensions alors que le moule n'était pas étanche, notamment à cause du silicone et des jeux entre les viroles. Or, après plusieurs tests de remontée de pression sur la station dans son ensemble puis sur le moule seul, nous avons identifié plusieurs causes possibles aux fuites observées :

- Les tuyaux utilisés pour l'imprégnation, poreux, laissaient passer de l'air, or les tuyaux représentent une grande part du volume de l'ensemble de la station.
- Les vannes utilisées fuyaient lors de leur manœuvre en ouverture ou fermeture.

Après plusieurs étuvages de 24 h à 110 °C et cassages à l'azote sur l'ensemble de la station, le vide n'était toujours pas satisfaisant. Une bache à vide a donc été installée autour du moule afin de contenir la fuite (Figures 4.18a à 4.18c). La bache à vide était doublée d'une bache perforée (tissu de drainage) afin de permettre un bon drainage de l'air et renforcer mécaniquement la bache (tissu vert sur la Figure 4.19). Le renfort mécanique n'a pas suffi, la bache à vide implosait souvent sous l'action combinée de la température et de la contrainte de l'aspiration. En effet, la sonde de température de régulation du four étant située sur la borne +, et par conséquent sous la bache à vide (Figure 4.22), le four a généré une température dans l'air de 130 °C (le gradient est élevé dans le four entre la température dans l'air et dans le moule, voir Figure 4.23) faisant fondre le tissu de drainage (Figure 4.18a). La pâte à vide était également très sensible à la température, provoquant de part et d'autre des fuites aux jonctions de bâches (Figure 4.18b). Afin de limiter ces phénomènes, nous avons légèrement augmenté la pression dans la bache lors de la phase de préparation avant l'imprégnation, limitant ainsi le nombre d'incidents sur la bache. Afin de limiter les contraintes mécaniques sur la bache, nous avons également entouré le moule de plusieurs rubans en fibre de verre solidement fixés (Figure 4.18c). Le support "en V" étant le point faible de la bache, il aurait fallu l'enlever et placer la bache directement sur le moule, dans le but de limiter les zones sans support notamment au niveau de la base du "V".

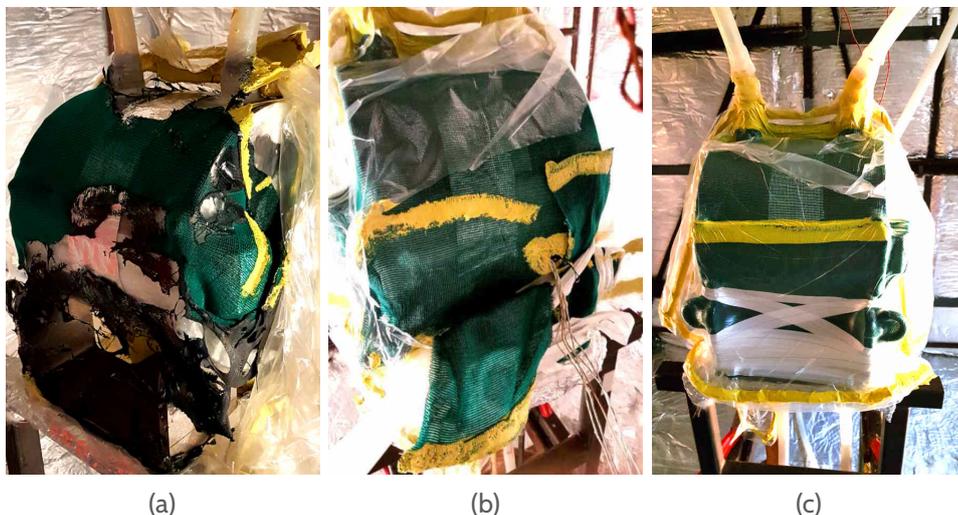


Figure 4.18 – Mise en place de la bache à vide et problèmes rencontrés lors de l'imprégnation

4.2.2 Présentation de la station d'imprégnation et du montage

La station d'imprégnation Sigmaphi est représentée Figure 4.19a. Les différents organes de la station sont présentés Figure 4.20. Le moule est placé dans le four, des tuyaux épais partant du haut du moule quittent le four et rejoignent le portique placé sur une mezzanine (Figure 4.19b). À l'amont du système se trouve le malaxeur placé sur une balance (Figure 4.20c) permettant de mesurer la perte massique en cours de l'imprégnation. Le malaxeur est doté d'un système de chauffage pouvant être réglé et d'un hublot utilisé pour contrôler le bon déroulement du dégazage. Deux pompes en série que l'on regroupe sous le nom "Pompe 2" permettent de créer le vide dans le circuit d'imprégnation et dans la bêche à vide. Une pompe liée au malaxeur permet quant à elle de créer le vide dans le malaxeur lors du dégazage. La partie représentée en jaune sur la Figure 4.19a représente la section de tube réglée en débit. Lors de l'imprégnation, cette partie a été réglée par deux systèmes :

- Une pompe péristaltique (Figures 4.20c et 4.20e) : cette solution a été abandonnée au cours de l'imprégnation à cause d'une fuite sur le tuyau souple de la pompe (voir plus loin)
- Des pinces à vide (Figure 4.20d) : c'est cette solution qui a finalement été utilisée pour imprégner l'aimant suite à la défaillance du système précédent

Enfin, la partie représentée en marron représente la zone graduée permettant de régler le débit de la résine avant d'entrer dans le moule après le "T" (Figure 4.20b). Cette zone de tuyaux gradués est située au plus proche de l'entrée du moule afin de régler au mieux le débit de résine entrant réellement dans le moule.

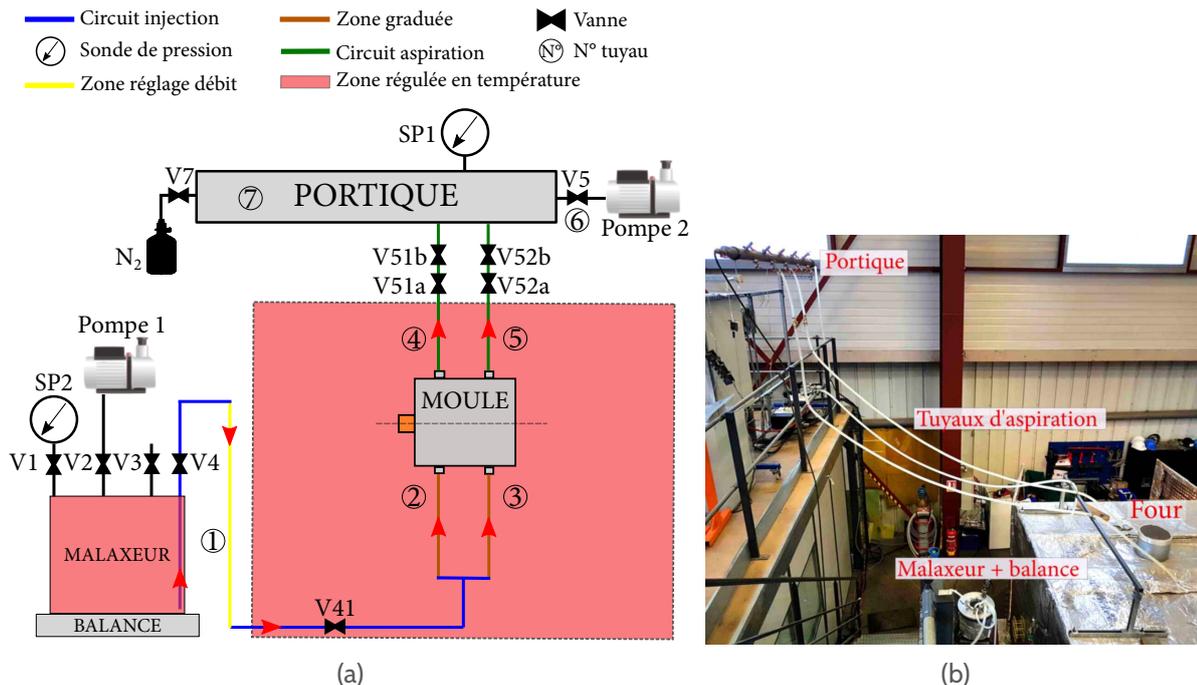


Figure 4.19 – (a) Représentation schématique de la station d'imprégnation, le sens de la résine est représenté par les flèches rouges (b) Point de vue global de la station d'imprégnation

4.2.3 Protocole d'imprégnation

a) Choix de la formulation de la résine

Le choix de la formulation de la résine est une décision importante puisque la formulation influe directement sur la durée d'utilisation, la durée d'imprégnation, la viscosité et les caractéristiques mécaniques et thermiques. Elle influe également sur la durée du cycle de cuisson. La priorité étant

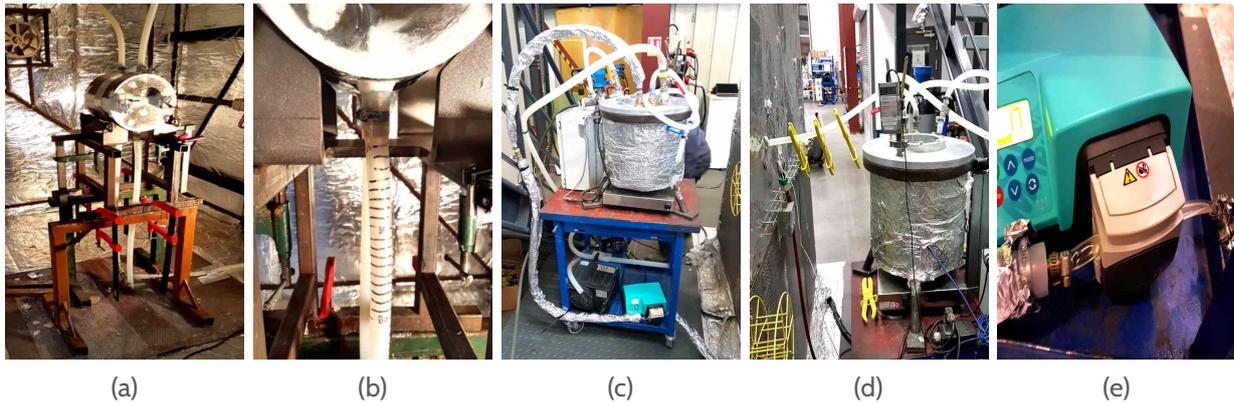


Figure 4.20 – Détail des différents organes de la station d'imprégnation (a) moule sur son support dans le four (b) tuyau gradué (c) malaxeur (d) pince à tuyau (e) pompe péristaltique

mise sur une imprégnation lente afin d'imprégner complètement le bobinage, c'est sur le paramètre du temps d'utilisation que l'attention s'est portée. L'entreprise Sigmaphi utilise traditionnellement de l'Araldite F dans une formulation optimisée permettant de réaliser des imprégnations rapides en limitant la durée du cycle de cuisson dans le four, cette formulation est utilisée majoritairement pour des aimants chauds. La formulation utilisée par Sigmaphi est composée de quatre composants : l'Araldite F, un durcisseur, un flexibilisant et un accélérateur. Après différentes recherches sur les différentes formulations possibles pour réaliser l'imprégnation du prototype, la composition présentée Tableau 4.1 a finalement été choisie. Les raisons motivant ce choix sont multiples :

- Cette formulation a déjà été utilisée dans le passé notamment pour l'imprégnation des bobines CMS^[93,94].
- Dépourvue d'accélérateur, la durée d'utilisation de la résine est étendue (Tableau 4.2) et l'on dispose d'une résine très fluide tout au long de l'imprégnation (Tableau 4.1), optimisant sa pénétration dans le bobinage.

b) Dégazage des composants

L'imprégnation nécessite 8400 g de résine. Les composants sont d'abord dégazés, à 60 °C, le composant le plus critique au regard de sa pression de vapeur saturante est le durcisseur (Tableau 4.1), néanmoins, à température ambiante, la pression de vapeur saturante est bien inférieure à la pression pouvant être atteinte par le malaxeur (env. 0,3 mbar). Les différents composants sont introduits dans les proportions et dégazés au maximum du vide du malaxeur à température ambiante. À 60 °C les composants ont une durée de vie de plusieurs jours, par mesure de sécurité, la résine est dégazée à une pression supérieure à 1 mbar.

Bien qu'équipé d'une résistance chauffante et d'une régulation, il est difficile de connaître précisément la température du mélange dans le malaxeur. Les parois sont épaisses et la sonde de température se situe dans la paroi au contact de la résistance chauffante. Le hublot n'étant pas en saphir, la prise de température par une caméra thermique se révèle fautive, car c'est la température du hublot qui est mesurée et non le mélange. Dans la mesure où, dans le cadre d'une production en série, les composants sont insérés à la température de 60 °C dans le malaxeur. Ce problème n'était donc pas connu au moment de l'imprégnation.

93. F RONDEAUX et al. *Physica C : Superconductivity* **354**. P. 458-462. 2001.

94. P. FABBRICATORE et al. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **16**. P. 512-516. 2006.

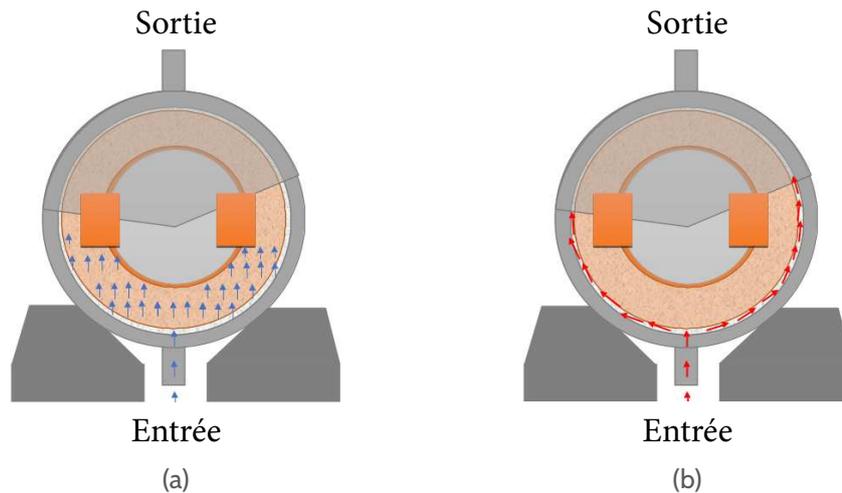


Figure 4.21 – Chemin de la résine dans le moule lors d'une imprégnation lente et rapide : (a) Imprégnation gouvernée par la capillarité avec imprégnation au cœur du bobinage (b) Imprégnation à la périphérie avec suivie d'un chemin préférentiel

c) Paramètres d'imprégnation

L'imprégnation est réalisée sous un vide de 2 mbar à 60 °C. L'imprégnation doit être réalisée lentement afin de garantir une imprégnation totale de la bobine (Figure 4.21) en privilégiant une imprégnation dominée par la capillarité plus que par une différence de pression. En effet, les pertes de charge inter-couches sont bien plus importantes que sur les surfaces entre la frette en fibre et les demi-viroles du moule. Une durée de 2 h d'imprégnation du moule seule a été choisie, ce qui correspond à une durée d'imprégnation de 5 h sans changement de débit en cours de route (Tableau 4.4).

Afin de contrôler finement l'imprégnation et pouvoir changer le débit à loisir, une pompe péristaltique (Figure 4.20e) a tout d'abord été intégrée sur le circuit d'imprégnation au niveau de la zone de réglage de débit représentée en jaune sur la Figure 4.19a. Malheureusement, la pompe n'a pas fonctionné comme prévu à cause d'une fuite au niveau des têtes de jonctions entre les différents tuyaux au niveau de la pompe. Il a donc fallu trouver un autre système pour réguler le débit.

Nous avons alors utilisé des pinces à vide pour réguler le débit, la pompe péristaltique devenant inutile, nous en avons profité pour changer le montage et rapprocher le malaxeur au plus près du four (Figure 4.20d), limitant ainsi la longueur du tuyau et les gradients de température entre les tuyaux à l'intérieur et à l'extérieur du four.

	Araldite F	Durcisseur HY905	Flexibilisant DY040
Composition [parties pondérales]	100	100	10
Densité [g/cm ³]	1,15 – 1,20	1,18 – 1,22	1,02 – 1,04
Masse nécessaire ^a [g]	4000	4000	400
Pression de vapeur saturante [mbar]			
à 20 °C	0,001	0,003	0,0003
à 25 °C	0,01	0,003	0,0005
à 60 °C	0,01 – 0,05	0,5	0,005 – 0,01

^a Calculée à partir d'une densité égale à 1,180 d'après la loi des mélanges

Tableau 4.1 – Propriétés et composition de la résine utilisée pour l'imprégnation du prototype

Température [°C]	Viscosité initiale [mPa.s]	Durée d'utilisation [jours]
25	500 – 1400	30 – 40
40	100 – 250	35 – 40
60	30 – 60	6 – 8

Tableau 4.2 – Viscosité de la résine en fonction de la durée d'utilisation

N° ^a	Nom des différentes parties	Diamètre [mm]	Long. [mm]	Vol. [ml]	M. résine [g]
①	Tuyau entre malaxeur et "T"	18	3000	763	901
②	Tuyau entrée "T" gradué (1/2)	18	980	250	294
③	Tuyau entrée "T" gradué (2/2)	18	980	250	294
④	Tuyau sortie moule (1/2)	18	6240	1500	1501 ^b
⑤	Tuyau sortie moule (2/2)	18	5910	1500	1501 ^b
⑥	Tuyau pompe – station	18	2130	540	N.A
⑦	Portique	87	2417	14368	N.A
Volume total de résine dans les tuyaux				3810	4492
Volume nécessaire de résine pour imprégner le moule seul				2330 ^c	2749
Volume total de résine nécessaire pour réaliser l'imprégnation				6140	7241
Volume de résine restant dans le malaxeur après imprégnation					1159 ^d

^a Numéros représentés Figure 4.19

^b Pour 5 m de tuyaux (servant de réserve de résine au besoin)

^c Volume du moule déduit à partir d'un volume annexe et de relations sur les pressions mesurées sur les différents volumes.

^d Marge de 14 % sur la masse et coefficient de remplissage de 1

Tableau 4.3 – Quantité de résine nécessaire pour l'imprégnation en fonction des différents volumes de la station

Durée [h]	Débit [g/min]	Débit [cm/min]	Noms des différents volumes			
			① [min]	② ③ [min]	Moule [min]	④ ⑤ [min]
1	120,7	40,2	7,5	4,9	22,8	24,9
2	60,3	20,1	14,9	9,8	45,6	49,8
3	40,2	13,4	22,4	14,6	68,4	74,7
4	30,2	10,0	29,8	19,5	91,0	99,4
5	24,1	8,0	37,4	24,4	114,1	124,6
6	20,1	6,7	44,8	29,3	136,8	149,4
7	17,2	5,7	52,4	34,2	159,8	174,6
8	15,1	5,0	59,7	39,0	182,1	198,9

Tableau 4.4 – Débits théoriques en fonction de la durée d'imprégnation choisie dans les différentes parties imprégnées de la station d'imprégnation

4.2.4 Réglage du débit

La partie graduée au dessus du “T” permet, on l’a vu, de régler le débit d'imprégnation avant l'entrée de la résine dans le moule. On peut réguler le débit en jouant sur le serrage des pinces ou leur nombre, le serrage des pinces n'étant pas linéaire, il est très difficile de régler précisément le débit. Même après avoir déplacé les pinces dans le four au plus près du “T”. D'autant que la longueur du tuyau ne permet pas une multitude de tentatives. En laissant des marques sur les tuyaux gradués afin de suivre l'évolution du front de résine, il a été possible de régler le débit à la valeur de 3 cm/min (pour deux tuyaux en parallèle). D'après le Tableau 4.4, cela correspond pour un débit de 6 cm/min à une durée d'imprégnation du moule seul supérieure à 2 h. Or, au bout de 30 min seulement, le niveau de la résine dans le malaxeur est descendue en dessous de l'entrée des tuyaux d'aspiration. Le moule est donc passé à la pression atmosphérique brutalement, poussant une grande partie de la résine vers le portique en amont. Tout d'abord, on constate que la quantité prévue d'environ 1 kg restant dans le malaxeur (Tableau 4.3) n'était pas suffisante, afin d'empêcher un retour à la pression atmosphérique brutal. Le volume résiduel du malaxeur n'avait pas été pris en compte. La résine a imprégné le moule beaucoup plus rapidement que prévu malgré un réglage final de débit de résine en accord avec une imprégnation lente d'au moins 2 h. Il est difficile d'expliquer pourquoi le débit a augmenté brutalement en si peu de temps. On peut avancer plusieurs hypothèses :

- Le débit n'était pas totalement stabilisé, la mesure aurait dû se faire sur plusieurs fois afin de vérifier si la valeur ne changeait pas au cours du temps. Dans la mesure où les tuyaux gradués mesuraient environ 1 m, il n'a pas été possible de vérifier si la valeur dérivait.
- L'augmentation du débit peut être due à une diminution de la viscosité de la résine dans les tuyaux. La température était difficile à estimer mais certainement plus basse dans les tuyaux. Il est possible que la viscosité était beaucoup plus élevée que prévu dans les tuyaux que dans le malaxeur. Or, le réglage de la résine se faisant avant l'entrée dans le moule sur une résine plus froide, avec des pinces en jouant sur la perte de charge : le débit mesuré a été sous évalué.

4.2.5 Travail de la résine dans le moule

L'imprégnation, nous l'avons vu, s'est déroulée quatre fois plus rapidement que prévu. Nous ne savions pas si toute la bobine était imprégnée. Les tuyaux d'entrée et de sortie ont alors été placés à la même altitude afin d'équilibrer les pressions. Durant un jour et demi, la résine a donc “travaillé”, les différents tuyaux ont été changés d'altitude afin de refaire circuler la résine dans des sens différents. Après un jour et demi, le niveau de résine dans les tuyaux n'évoluant presque plus, nous avons décidé de commencer le cycle de cuisson de la résine.

4.2.6 Cycle de cuisson de la résine

Le cycle de cuisson de la résine, représenté Figure 4.22 s'effectue en trois étapes :

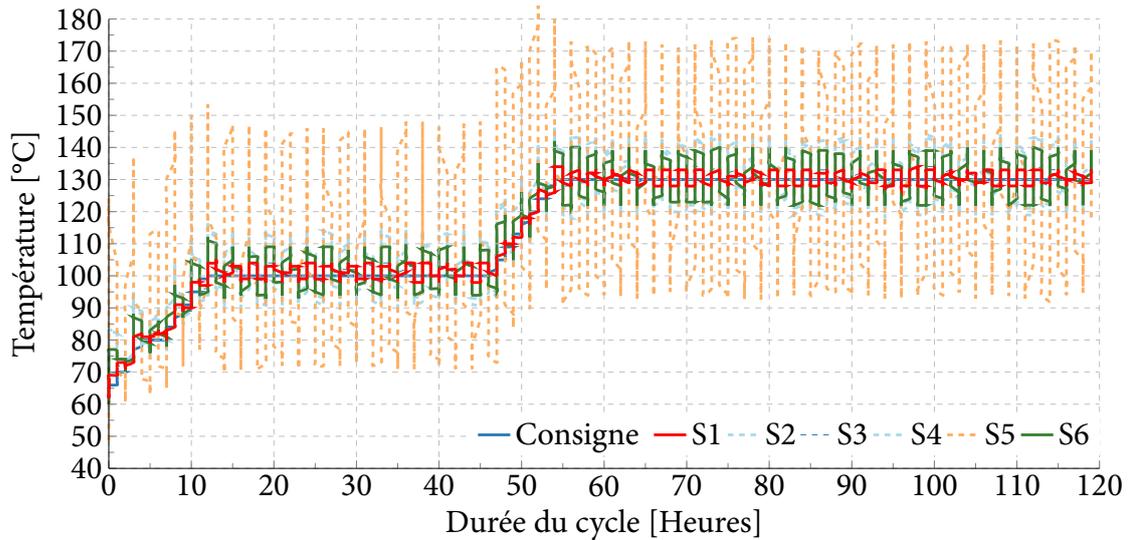


Figure 4.22 – Cycle de cuisson de la résine, la température du four suit correctement la consigne (à part dans l'air), la température du moule est homogène à 10 K près

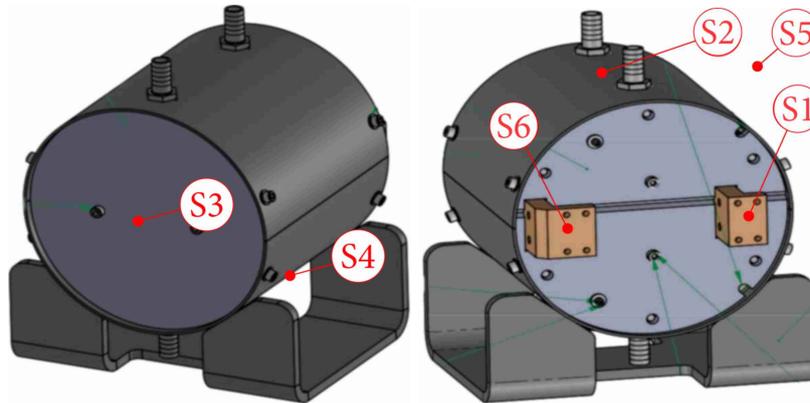


Figure 4.23 – (S1) Régulation du four (borne +) (S2) Haut du moule entre les têtes (S3) Face opposée aux pads (S4) Bas du moule entre les têtes (S5) Dans l'air (S6) Borne –

- une étape “d'amélioration de la viscosité” de 2,5 h à 80 °C qui permet de diminuer la viscosité de la résine, optimisant ainsi l'imprégnation du moule
- une étape de gélification de 28 h à la température de 100 °C où la résine durcit
- une étape de polymérisation de 50 h à 130 °C pendant laquelle la résine polymérise et acquiert ses propriétés mécaniques

Pour limiter les contraintes thermiques lors des différentes étapes de cuisson, une pente de 5 °C/h est choisie. Les sondes de températures sont au nombre de six, elles sont placées à différents endroits du moule. Leurs positions respectives sont présentées Figure 4.23. La sonde de régulation du four S1 est placée sur la borne + correspondant à la plus grande masse de cuivre. La température, du fait de la masse du moule, reste homogène durant toute la durée du cycle de cuisson. On constate le grand gradient de température entre la consigne et la température du four dans l'air qui était à l'origine de la fonte du tissu de drainage : la bâche à vide crée une isolation thermique qui augmente le gradient entre l'air du four et le moule.

4.2.7 Démoulage de l'aimant

Après la phase de cuisson, vient l'étape de démoulage de l'aimant. Après avoir sectionné à l'aide d'une scie les têtes, on retire les demi-viroles. Il s'agit d'une étape délicate. Lors du démoulage d'un prototype précédent, des fils d'instrumentation, de prises de potentiels avaient été sectionnés par une propagation de fissure dans la résine pure très cassante. Le démoulage est réalisé avec précaution.

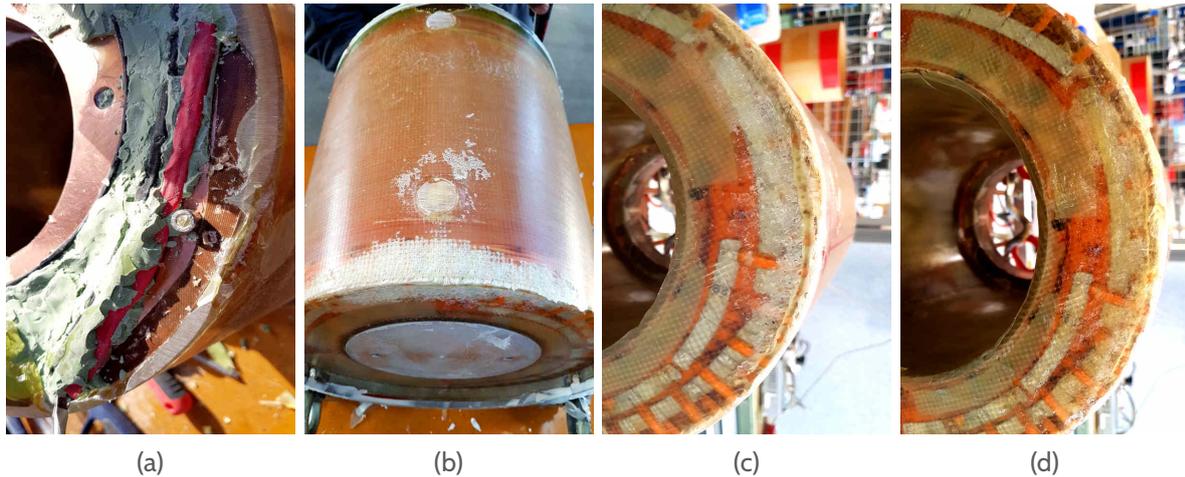


Figure 4.24 – Démoulage de la bobine (a) Instrumentation en cours de démoulage (b) Apparition du défaut lors du démoulage (c) Défaut avant (d) et après réparation

L'ensemble des protections mises au point pour protéger les fils d'instrumentation (pâte verte et gaines) se sont révélées efficaces et aucun fil n'a été sectionné comme le montre la Figure 4.24a. Nous avons constaté lors du démoulage une zone mal imprégnée. Comme le montre la Figure 4.24b, elle est située dans la partie basse du prototype lors de l'imprégnation ; on distingue nettement une zone blanche non imprégnée. Afin d'éviter de fragiliser le bobinage, un mélange de pâte de fibre et de résine Damival est appliqué sur le défaut afin de le réparer (Figures 4.24c et 4.24d).

4.3 Conclusion sur la fabrication du prototype

L'étape de fabrication a été une étape longue de la thèse qui a fait appel à de nombreuses connaissances en fabrication. Ces méthodes de fabrication, développées pendant la thèse, ont été synthétisées dans différents protocoles qui contribueront au développement d'autres projets d'aimants du laboratoire. De nombreux événements non prévus ont dû être pris en considération afin de mener à bien la fabrication arrivée tardivement dans la thèse, parmi lesquels on peut citer : la livraison du conducteur présentant des défauts à plusieurs endroits (nécessitant la réalisation de deux jonctions), la mise hors service d'un four à traitement thermique et enfin le manque de technicien pour réaliser l'imprégnation au CEA. Néanmoins, ces défis ont pu être surmontés et les jonctions ont pu être implémentées dans le prototype, instrumentées et thermalisées. L'imprégnation, réalisée avec la station d'imprégnation de Sigmaphi, différente, à bien des égards de celle du CEA, a permis de mettre au point des méthodes de diagnostic de recherche de fuite, de partager des connaissances sur les méthodes d'imprégnation et d'apporter un éclairage sur les méthodes et le matériel utilisés dans l'industrie. Malgré le défaut d'imprégnation (non critique pour ce genre d'aimant de faible énergie), le prototype a été préparé en vue des tests qui doivent valider les étapes de fabrication et déterminer ses performances supraconductrices : c'est l'enjeu du chapitre qui suit.

CHAPITRE 5

Tests du prototype d'aimant MgB_2

A PRÈS la réalisation du prototype et les tests de courant critique du conducteur HyperTech, le prototype a été refroidi et monté en champ au CEA Saclay sur la nouvelle station d'essai. Ce chapitre a pour objectif de présenter l'ensemble des tests effectués sur le prototype. Dans un premier temps, nous présenterons l'instrumentation utilisée lors des tests du prototype. Nous nous intéresserons aux aspects thermiques du prototype : estimation des résistances, des jonctions, équilibre thermique de l'aimant. Nous présenterons les propriétés supraconductrices de l'aimant telles que le T_c , le I_c que nous comparerons avec les tests effectués au CEA sur des échantillons courts. Enfin, nous nous intéresserons à la protection de l'aimant en étudiant la vitesse de propagation de quench et aux conséquences que ces vitesses ont eu sur l'installation même de la station.

5.1 Présentation

5.1.1 Prises de potentiel

L'imprégnation du prototype terminée, celui-ci a dû être instrumenté en vue des tests à froid. Les prises de potentiels ainsi que les chaufferettes ont déjà été implémentées lors de la phase de bobinage. On rappelle néanmoins Figure 5.1, l'emplacement des prises de potentiels et des jonctions par commodité.

5.1.2 Sondes de température

L'aimant est équipé de trois sondes de température de type cernox : deux sondes situées dans des trous usinés à la base des bornes + et - de l'aimant appelées S+ et S- (Figure 5.2a) et enfin une sonde située dans un trou usiné dans la flasque inférieure de l'aimant appelée S_{éch} (Figure 5.2b). La sonde S+ donne une estimation de la température moyenne de l'ensemble de l'aimant car elle est en contact avec le tambour du mandrin (à proximité de la couche interne, endroit le plus critique) qui maintient une pression sur le bobinage afin de conserver un bon contact thermique. De plus le

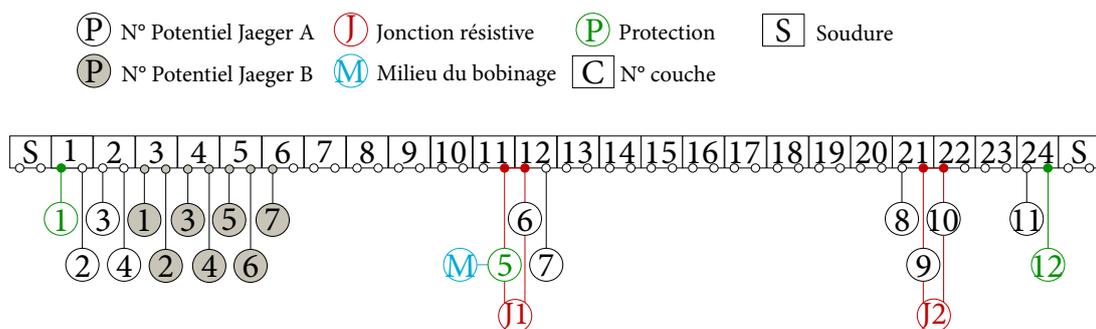


Figure 5.1 – Rappel des positions des prises de potentiel dans le bobinage : les points sous les n° de couche indiquent le début ou la fin de la couche, ainsi le potentiel numéro 1 est placé au début de la 1^{re} couche

début du bobinage est brasé au plus proche de la borne +. Le bobinage est cependant isolé du reste du mandrin en cuivre par deux flasques en téflon d'épaisseur 1,5 mm ainsi que d'une couche isolante composée de ruban de téflon et de scotch Kapton[®] bobinée autour du mandrin. La sonde S_{-} , quant à elle permet d'observer le changement de température de l'aimant ou de la consigne car la masse de cuivre de la couronne en cuivre étant faible, elle n'a pas d'inertie thermique et ne présage pas de la température de l'aimant dans sa globalité. Enfin, la sonde $S_{éch}$, située sur la sortie du conducteur (bride inférieure du mandrin), permet de déterminer la valeur de la température avec précision. En effet, située proche du conducteur, elle est également positionnée sur la bride inférieure du mandrin qui porte les drains thermiques des jonctions menant au cœur du bobinage. C'est la sonde $S_{éch}$ qui a été choisie comme sonde de référence lors des tests. On limite également le ΔT entre les différentes températures afin d'obtenir un bobinage homogène en température. Les sondes sont insérées avec de la graisse cuivrée afin d'améliorer le contact thermique, les fils sont également thermalisés en les plaquant à la flasque supérieure avec du Kapton[®].

5.1.3 Diodes froides

L'aimant est protégé par deux diodes froides de "roue libre" de 0,7 V disposées tête bêche (Figure 5.2d) créant ainsi un court-circuit lorsque la tension de décharge des diodes est atteinte (Figure 5.10a). Les deux diodes permettent d'assurer la protection même en cas d'inversion du courant.

5.1.4 Sonde de Hall

Afin de mesurer le champ magnétique effectivement produit par le prototype, une sonde de Hall est placée au même niveau que la surface de la flasque supérieure et au niveau du rayon intérieur de la flasque supérieure soit à 138 mm de l'axe de l'aimant (Figure 5.2c). La sonde est fixée avec de la colle silicone résistante au froid.

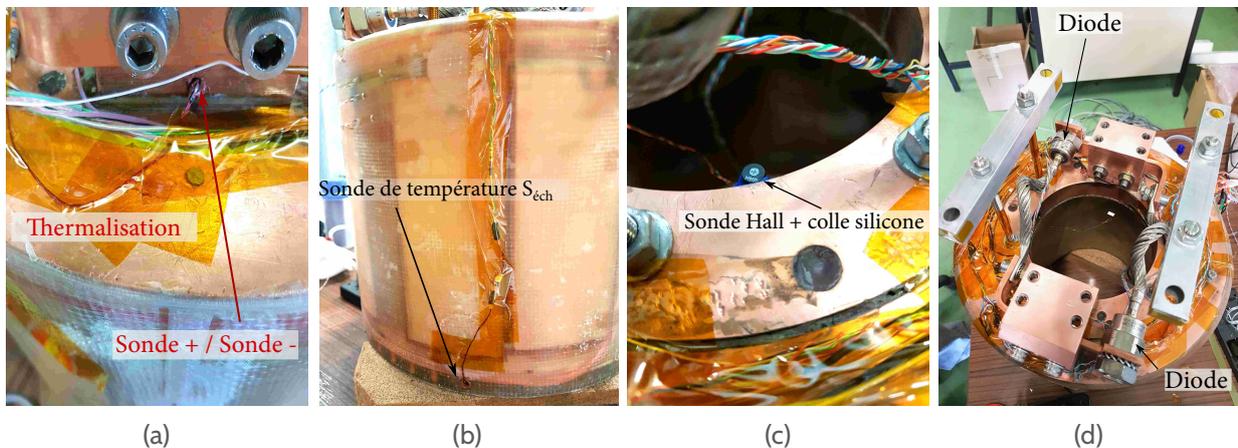


Figure 5.2 – Présentation de l'instrumentation de l'aimant : (a) Sonde de température S+/S- (b) Sonde de température $S_{éch}$ (c) Sonde de Hall (d) Diodes en quinconce

5.2 Aspects thermiques

5.2.1 Estimation de la résistance des jonctions

Le prototype possède deux jonctions J1 et J2 (Figure 5.1). Avant le bobinage du prototype, plusieurs prototypes de test de faisabilité des jonctions ont été réalisés. Le dernier réalisé ; un prototype de bobine formé de quelques tours et de deux couches seulement a été utilisé pour mettre au point la méthode de réalisation des jonctions, appelé "prototype jonction". Ce dernier a permis de valider la méthode de fabrication par des tests de mesure de résistance à froid de deux jonctions réalisées avec le conducteur Columbus E (le même que le prototype final). Une des mesures de résistance est présentée Figure 5.3a, la courbe rouge donne la régression linéaire et la valeur de la résistance

aux alentours de 311 nΩ. La Figure 5.3b présente les valeurs de résistances avec écart-types après stabilisation du courant, l'alimentation ne permet pas d'obtenir des données exploitables en dessous de 60 A à cause du bruit généré. On remarque que les résistances se situent entre 150 nΩ et 200 nΩ pour R1 et R2 pour une longueur de jonction de 35-40 cm. C'est en accord avec les résultats de la Figure 5.3a dans la mesure où pour une longueur deux fois plus courte, la valeur de la résistance est deux fois moins élevée.

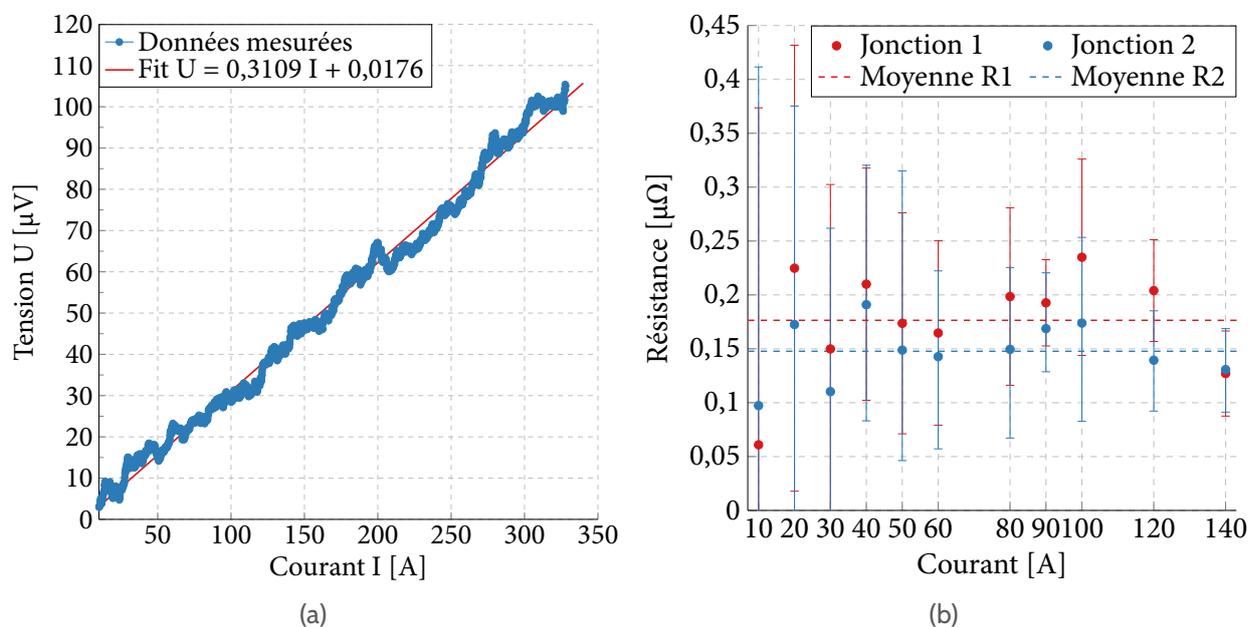


Figure 5.3 – (a) Estimation de la résistance d'une jonction du "prototype jonction" presque deux fois plus courte que celle du prototype final ($R \approx 311 \text{ n}\Omega$) (b) Estimation des résistances des deux jonctions : en moyenne $R1 \approx 176 \text{ n}\Omega$ et $R2 \approx 148 \text{ n}\Omega$

5.2.2 Test de l'équilibre thermique de l'aimant

Dans le cas d'une utilisation en condition nominale et d'autant plus lorsque des jonctions résistives sont présentes, il est primordial de tester l'équilibre thermique de l'aimant, c'est à dire sa capacité à maintenir un courant nominal sans échauffement : l'aimant atteint alors un équilibre thermique. Le test d'équilibre du prototype se déroule ainsi :

1. On fixe la consigne en température du cryocooler à 0 K, ce qui correspond à la puissance maximale que peut extraire le cryocooler
2. Lorsque la température minimale que peut attendre le système [station – prototype] est atteinte (soit environ 6,3 K), on injecte une rampe de courant de 0,5 A/s de consigne 100 A. La Figure 5.4 représente l'évolution du courant en fonction du temps. Nous avons cherché différents équilibres en fonction du courant dans l'aimant, notamment à courant nominal.
3. Lorsque la température est redevenue stable, on augmente le courant par paliers successifs (Figure 5.4) (100 A, 150 A, 175 A et 200 A) jusqu'à évaluer la température d'équilibre thermique jusqu'à la valeur de courant nominale de fonctionnement de 200 A.

Lors des mesures des courants critiques, nous observons souvent une augmentation de la température de l'ordre de 0,2 K qui doit être en partie imputée aux courants de Foucault. En effet, lors de l'usinage des fentes dans les brides en cuivre du prototype, il n'a pas été possible de fendre complètement le cuivre au niveau de l'encastrement du tube interne en Titane (matériau difficile à usiner avec des outils conventionnels). Or, une partie du mandrin en cuivre s'insère dans celui-ci. Ainsi, il reste deux petits courts circuits (deux "anneaux") en cuivre vis-à-vis des boucles de courants de Foucault. Pendant le plateau de 173 s à 100 A, la température baisse rapidement et passe de 6,5 K à 6,3 K. Lors de la rampe de courant de 100 A à 150 A, la température passe de 6,4 K à 6,9 K pour se stabiliser à

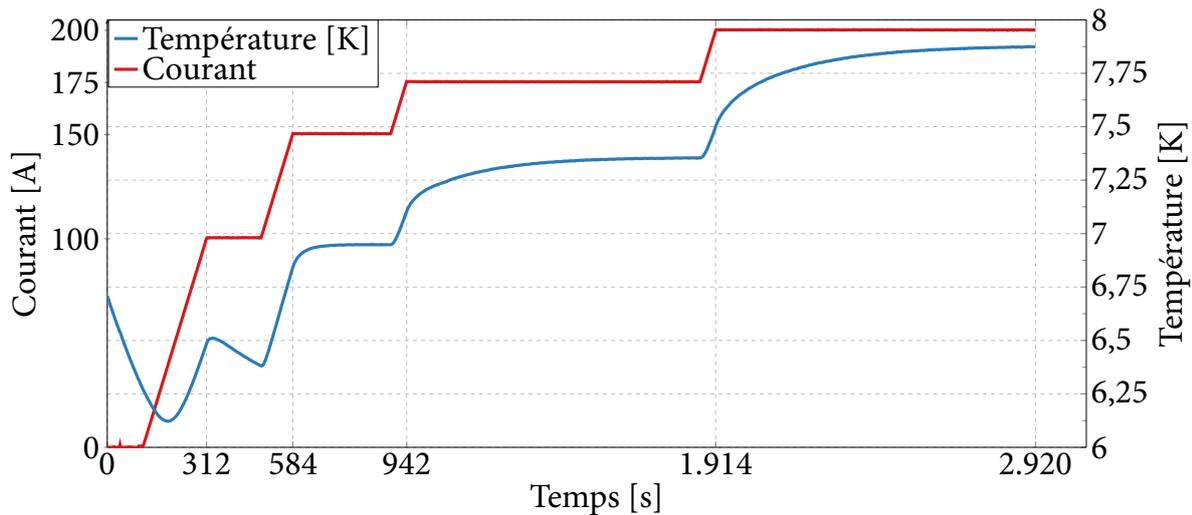


Figure 5.4 – Test de la stabilité du prototype MgB_2 : les plateaux entre les différentes valeurs de courant : 100 A, 150 A, 175 A et 200 A durent respectivement 173 s, 308 s, 924 s et 1005 s. La température continue d'évoluer et n'atteint pas exactement l'équilibre thermique

6,9 K puis elle augmente encore : elle atteint 7,3 K à 175 A puis 7,5 K pendant la montée et 7,8 K à 200 A et cela même après 16 min d'attente (la température continue d'augmenter cependant de plus en plus lentement : de 7,70 K au début du plateau à 7,87 K à la fin).

Nous n'avons pas attendu assez longtemps pour atteindre l'équilibre thermique : une élévation de la température apparaît lors des montées de courant à 0,5 A/s notamment pendant la première où l'on voit que les courants de Foucault dominent vis-à-vis de l'effet Joule.

5.3 Propriétés supraconductrices du prototype

5.3.1 Estimation de la température critique du conducteur bobiné

La Figure 5.5 présente l'évolution de la résistance de la première couche de l'aimant en fonction de la température issue de $S_{\text{éch}}$ lors d'une montée et d'une descente en température. L'évolution rapide de la résistance commence aux alentours de 36,1 K, ce qui est en accord avec la température critique estimée du conducteur seul de 36,15 K (Section 2.3.3).

5.3.2 Mise en place des tests de courant critique

L'aimant est équipé de plusieurs prises de potentiel permettant de mesurer le courant à différents endroits du bobinage (Figure 5.1). Après avoir vérifié qu'aucune couche instrumentée du bobinage ne présentait un comportement résistif et mesuré la résistance des jonctions (Section 5.2.1), nous avons testé le courant critique du bobinage. Entre temps, les diodes de roue libre ont été retirées de l'aimant et une résistance de décharge a été ajoutée à la station (Section 5.4.3).

La tension est mesurée par les prises de potentiel ①② et ③④, ce qui correspond aux deux premières couches du bobinage et donc à la zone la plus critique puisqu'exposée au champ maximal sur la bobine. Dans la suite, on appellera U_5 , la tension aux bornes de ①② correspondant à une longueur de conducteur de 55,86 m de conducteur et U_6 , celle aux bornes de ③④ correspondant à 54,83 m de conducteur (la deuxième couche possède moins de tours).

a) Estimation du champ propre lors des différents tests

Les graphiques Figures 5.6 et 5.7 présentent les courants critiques atteints par l'aimant prototype lors des différents tests effectués sur la station, ils prennent en considération le champ propre généré selon les cas. Les champs propres sont estimés ainsi :

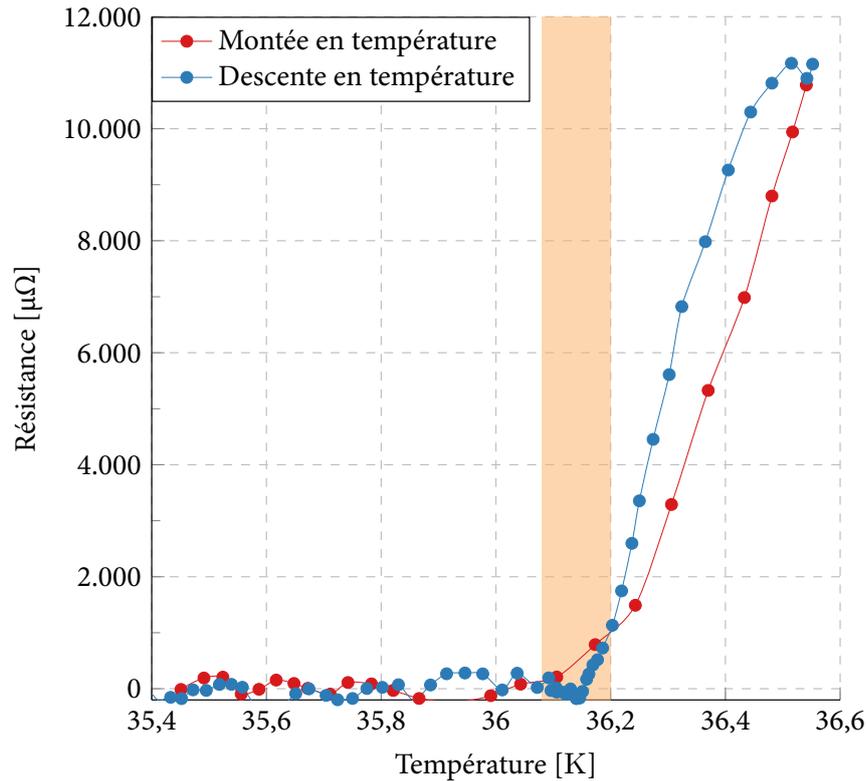


Figure 5.5 – Estimation de la température critique du conducteur bobiné

- Cas des mesures effectuées sur le prototype 2T : le champ propre est calculé sous Cast3M, un logiciel d'analyse par la méthode des éléments finis (FEM). Il est calculé sur le bord intérieur du conducteur, au milieu de la première couche du bobinage en considérant que le courant parcourt la section totale du conducteur ($1,5 \times 2 \text{ mm}^2$).
- Cas des mesures effectuées sur le porte échantillon : Le champ est calculé sous Cast3M (peu différent des résultats du chapitre précédent) en considérant un courant parcourant la section $1 \times 2 \text{ mm}^2$ du conducteur. Le calcul est effectué au point critique (sur les bords du conducteur où le champ magnétique est maximal). Dans les deux cas, le champ est calculé au point le plus critique.

5.3.3 Résultat des tests de courants critiques

Les résultats des tests effectués sur le prototype ainsi qu'un rappel des valeurs de courant critique obtenues sur le conducteur seul avec prise en compte du champ propre sont reportés Figure 5.6. Les valeurs présentées sont les mesures brutes sans correction de température. On constate que les points à 20 K, 25 K et 30 K issus des mesures de courant critique sur le porte échantillon (\square) correspondent aux valeurs mesurées sur le prototype 2T (\bullet).

Ainsi, le conducteur ne semble pas avoir subi de dégradation durant toute les étapes de fabrication du prototype notamment après bobinage sur le mandrin isolé de diamètre 202 mm et présente les mêmes performances qu'un conducteur bobiné sur un tour et demi sur un porte échantillon de diamètre 326 mm.

5.3.4 Champ magnétique généré par l'aimant

La Figure 5.7 présente le courant critique en fonction du champ total, soit celui généré par le prototype MgB_2 et par l'aimant de champ de fond H0. Le champ du prototype est calculé par les codes Cast3M et Opera à partir des I_c mesurés (la sonde Hall n'ayant pas été étalonnée, les résultats étaient inexploitable). Ce champ est calculé sur les deux premières couches ; proches du rayon interne, les deux premières couches subissent pratiquement le champ maximal de l'aimant. Le champ

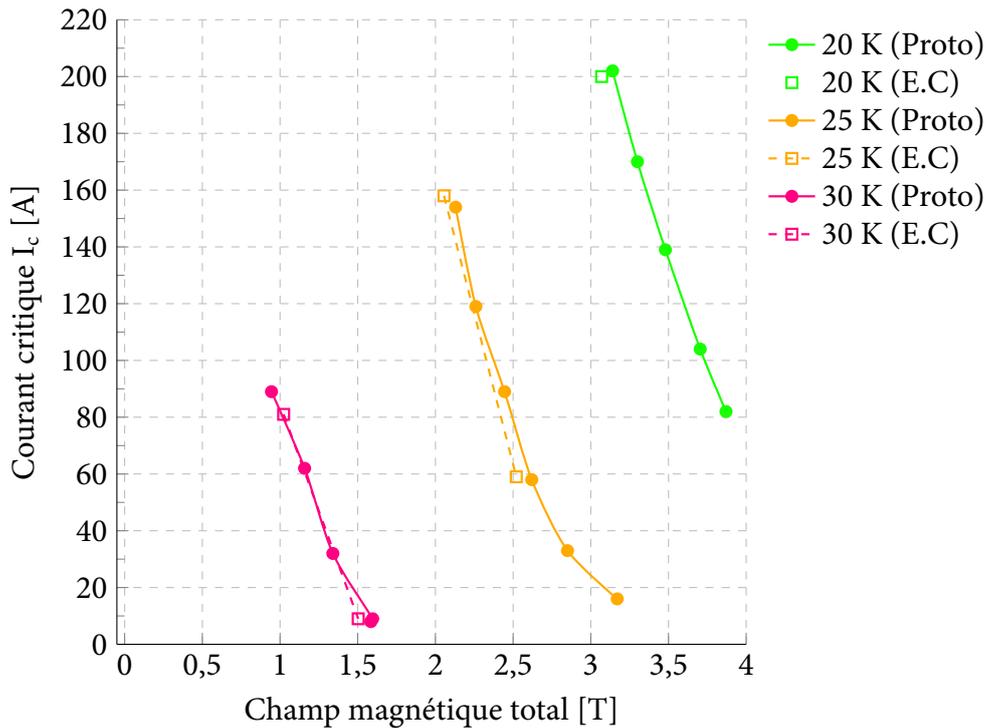


Figure 5.6 – Comparaison entre les courants critiques mesurés sur des échantillons courts (E.C) et sur le prototype 2T

H0 est aussi calculé grâce aux codes Cast3M et Opera. D'après la Figure 5.7, le champ maximal total de 5,28 T sur le conducteur est atteint pour une température de 6,1 K pour un courant de 215 A sous un champ de fond de 3 T. Le champ maximal atteint lors des tests par le prototype MgB₂ seul sous champ de fond de 1,5 T est de 2,56 T sous 15 K. L'objectif visé par la thèse des 5 T sous 10 K est quant à lui atteint ; l'aimant produit alors un champ estimé de 1,94 T (183 A).

5.4 Protection du prototype

5.4.1 Estimation du point chaud – MIIT

Avant de tester l'aimant à son champ nominal, il est judicieux d'estimer la température du conducteur en cas de quench. On utilise alors le MIIT (pour Mega \times I \times Temps en A² s) qui permet d'estimer la température du point chaud grâce à la relation suivante^[95] :

$$\int_0^{\infty} I_m^2 dt = AA_{st} \int_{T_{op}}^{T_{max}} \frac{\Sigma C_p}{\rho_{st}} dT \quad (5.1)$$

Avec :

A Section du conducteur isolé [mm²]

A_{st} Section de stabilisant considéré [mm²]

I_m Courant mesuré par le DCCT (Figure 5.10) [A]

T_{op} Température lors de la mesure [K]

T_{max} Température évaluée en supposant des conditions adabatiques [K]

ΣC_p Capacité thermique volumique du matériau constituant le stabilisant en fonction de la température [J/(m³ K)]

ρ_{st} Résistivités (en parallèle) des matériaux constituant le stabilisant [$\mu\Omega$ mm]

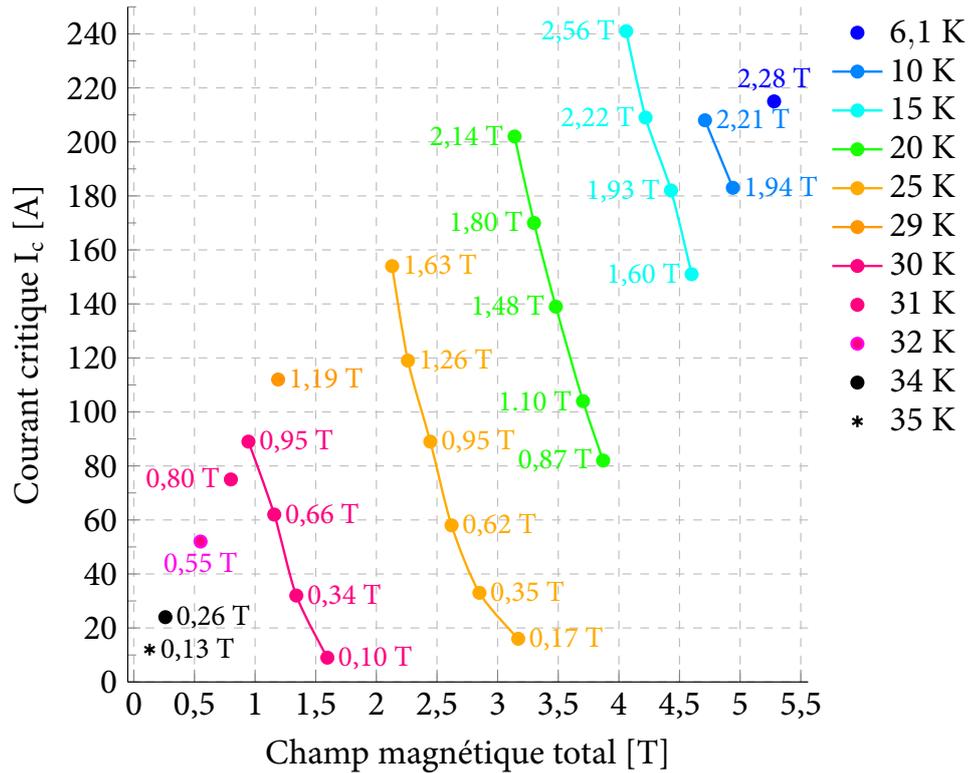


Figure 5.7 – Courant critique et champ généré (les valeurs à côté des points sont les valeurs du champ magnétique généré par le prototype MgB_2 seul)

Le MIIT permet d'estimer la température atteinte par le point chaud (point de départ de la transition qui est considérée comme adiabatique) à partir de la mesure du courant observé. Le conducteur Columbus E du prototype est utilisé pour le modèle ; la composition du conducteur prenant en compte le ruban de stabilisant en cuivre est présentée Tableau 5.1 : c'est la composition du conducteur donnée par le fabricant Columbus.

MgB ₂	Cu	Monel	Ni	G10
15 %	28 %	25 %	17 %	15 %

Tableau 5.1 – Composition du conducteur Columbus E (pour une section de $2 \times 1,5 \text{ mm}^2$)

Ainsi, les compositions fidèles permettent de donner une estimation précise du MIIT. L'intégrale des C_p/ρ_{st} est calculée pour chaque décharge de courant (Tableau 5.2). Les décharges de courant avec diodes froides sont représentées Figure 5.8 par des lignes en pointillés. Ces décharges ont eu lieu sur la station dans la configuration de la Figure 5.10a avant mise en place de la résistance de décharge et suppression des diodes froides.

On remarque que la décharge de l'aimant que ce soit à 100 A, 20 K ou à 70 A, 30 K s'effectue en 120 s environ. D'après l'Équation (5.1), une décharge de 100 A à 0 A en 120 s génère une température supérieure à 300 K.

	70A–30K	100A–20K	180A–15K*	50A–25K*	200A–9K*	200A–15K*
Temps de décharge	124 s	122 s	22 s	21 s	24 s	20 s
Température atteinte	75 K	>300 K	50 K	23,5 K	65 K	42 K

* Après suppression des diodes froides et mise en place de la résistance de décharge

Tableau 5.2 – Durée des décharges et températures du point chaud atteintes lors d'une décharge de courant

Dans les conditions de fonctionnement de l'aimant (225 A attendu afin d'atteindre un champ de 2 T sur l'axe), soit à courant deux fois plus élevé que dans le cas précédent, l'elevation peut abîmer

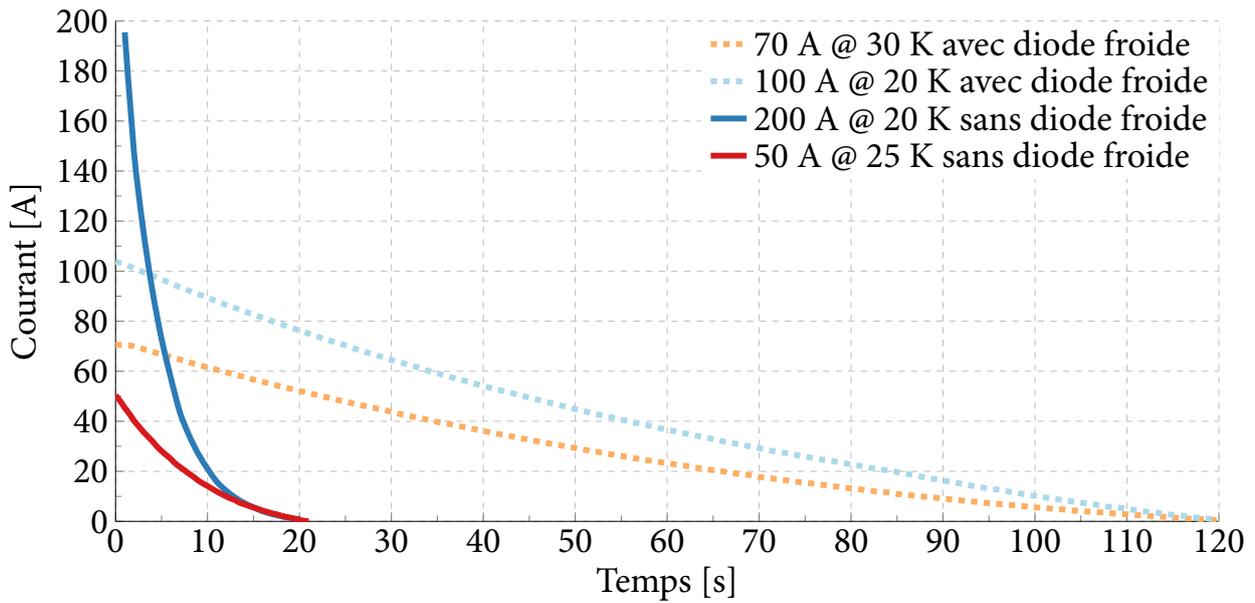


Figure 5.8 – Comparaison des temps de décharge mesurés de la bobine avant (pointillés) et après (continue) mise en place de la résistance de décharge et suppression des diodes froides (cf. Figure 5.10)

l'aimant.

Le temps de décharge élevé (plus de 2 min) de la bobine, conséquence d'une transition supraconductrice qui se propage mal dans la bobine peut être imputé à une mauvaise imprégnation du bobinage (déjà constaté lors du démoulage du prototype (Figure 4.24)). Ainsi, l'aimant ne transite pas rapidement après un échauffement local du conducteur car la chaleur ne se propage pas assez rapidement dans le bobinage. En effet, la constante de temps de décharge du courant, proportionnelle à l'inductance divisée par la résistance, tend alors à augmenter quand la résistance reste faible. L'aimant met alors plus de temps à se décharger sur lui même. Afin de pouvoir tester l'aimant à plus haut courant et donc à plus haut champ il a fallu trouver un moyen de diminuer la durée de décharge de la bobine afin de maîtriser la valeur du point chaud.

5.4.2 Estimation des vitesses de propagation dans le bobinage

La vitesse de propagation d'un quench permet de mettre en place la protection de l'aimant et de déterminer si l'aimant est bien imprégné. On peut, par des formules, obtenir trois vitesses de propagation [m/s] :

- v_ℓ : la vitesse de propagation du quench longitudinale
- v_r : la vitesse de propagation du quench radiale
- v_z : la vitesse de propagation du quench axiale

Lors des tests du prototype, le bobinage, on l'a vu, était instrumenté par trois mesures de tensions correspondant respectivement à la fin de la première couche, à la deuxième couche et enfin, au reste du bobinage. Les deux premières, placées au niveau du champ maximal du prototype sont donc les premières à voir le quench qui se propage aux autres tours et couches. Il est fréquent que la première et la seconde couche transitent en même temps, parfois, on observe un décalage entre les courbes comme le montre la Figure 5.9, où la première couche transite avant la seconde. Dans ce cas, il est possible de déterminer une vitesse de propagation de quench en mesurant l'écart entre les courbes. La vitesse alors estimée est la vitesse radiale, v_r , du quench entre les couches du bobinage. Les courbes de la Figure 5.9 correspondent aux valeurs extraites lors d'un test réalisé à 15 K sous 2 T de champs extérieur. Le courant mesuré (209 A) génère un champ sur la première couche de 2,22 T. Le champ extérieur, très homogène, contribue à l'homogénéité du champ sur les premières couches du prototype. Le champ est donc maximal sur toute la première couche et non sur une zone localisée

de la première couche dans le cas de l'absence de champ extérieur. La couche transite donc dans sa totalité ce qui est en accord avec les modèles de propagation de quench développés dans la suite. On peut estimer la vitesse de propagation longitudinale v_ℓ [m/s] grâce à la relation suivante :

$$v_\ell = \frac{J_{st}}{\sum C_p} \sqrt{\frac{\rho_{st} k_{st}}{0,5(T_{cs} + T_c) - T_{op}}} \quad (5.2)$$

Avec :

- J_{st} Densité de courant critique du conducteur passant dans le stabilisant [A/m²]
- $\sum C_p$ Somme des capacités volumiques des matériaux constituant le conducteur [J/(m³ K)]
- ρ_{st} Résistivités (en parallèle) des matériaux constituant le stabilisant [$\mu\Omega$ m]
- k_{st} Conductivité des matériaux constituant le stabilisant [W/(m K)]
- T_{cs} Température atteinte lors du partage de courant entre la section de supraconducteur et de stabilisant [K]
- T_c Température atteinte pour $I(T) = 0$ [A]

De plus, la loi de Wiedemann-Franz (peu précise avec la cuivre) donne :

$$\rho(T) \cdot k(T) = L_0 T \quad (5.3)$$

T La température considérée [K]

L_0 Constante de Wiedemann-Franz valant $2,44 \times 10^{-8} \text{ W } \Omega/\text{K}^2$

Les valeurs de l'Équation (5.2) et les conditions de la propagation sont données dans le Tableau 5.3 suivant :

Grandeurs	Valeurs	Unités
Courant	209	A
J_{st}	$2,09 \times 10^8$	A/m ²
T_{op}	15	K
Champ magnétique	4,22	T
T_{cs}	15	K
T_c	31,7	K
$\sum C_p$ à T_{cs}	$8,17 \times 10^4$	J/(m ³ K)
RRR	166	
ρ_{st}	$1,60 \times 10^{-10}$	Ω m
k_{st}	1233	W/(m K)

Tableau 5.3 – Grandeurs utilisées pour le calcul de v_ℓ

On remarque sur la Figure 5.9 que la tension de 2,5 mV correspond à la tension provoquée par la rampe de 1 A/s. L'inductance de la première couche vaut environ 1,2 mH ($0,71/24^2$) et donc une tension valant 1,2 mV ($L di/dt$). La tension restante, due à la montée du courant, vient donc de la mutuelle avec les courants de Foucault. On remarque également que la première couche (U5), commence à transiter légèrement car $T_{op} = T_{cs}$. La pente de la courbe aux niveaux des deux derniers points, nous donne une vitesse de 23 mV/s. La durée étant courte, nous pouvons supposer qu'il n'y a pas encore de propagation axiale. Le conducteur, sous 4,22 T et à 15 K, présente une résistance électrique linéique de 0,16 m Ω /m. Ceci nous permet de calculer une vitesse de propagation sur deux fronts soit $v_\ell = 0,35$ m/s.

À partir de l'Équation (5.2) et du Tableau 5.3, nous obtenons une vitesse théorique de 0,39 m/s, ce qui est en adéquation avec les valeurs mesurées en supposant l'hypothèse que la propagation axiale n'a pas perturbée par les mesures. Le temps de propagation entre couches est de 0,16 s. L'épaisseur d'un conducteur isolé est de 1,6 mm (correspondant à 1,5 mm de conducteur et 0,1 mm d'isolation). Nous obtenons alors une vitesse radiale expérimentale, $v_r = 10$ mm/s.

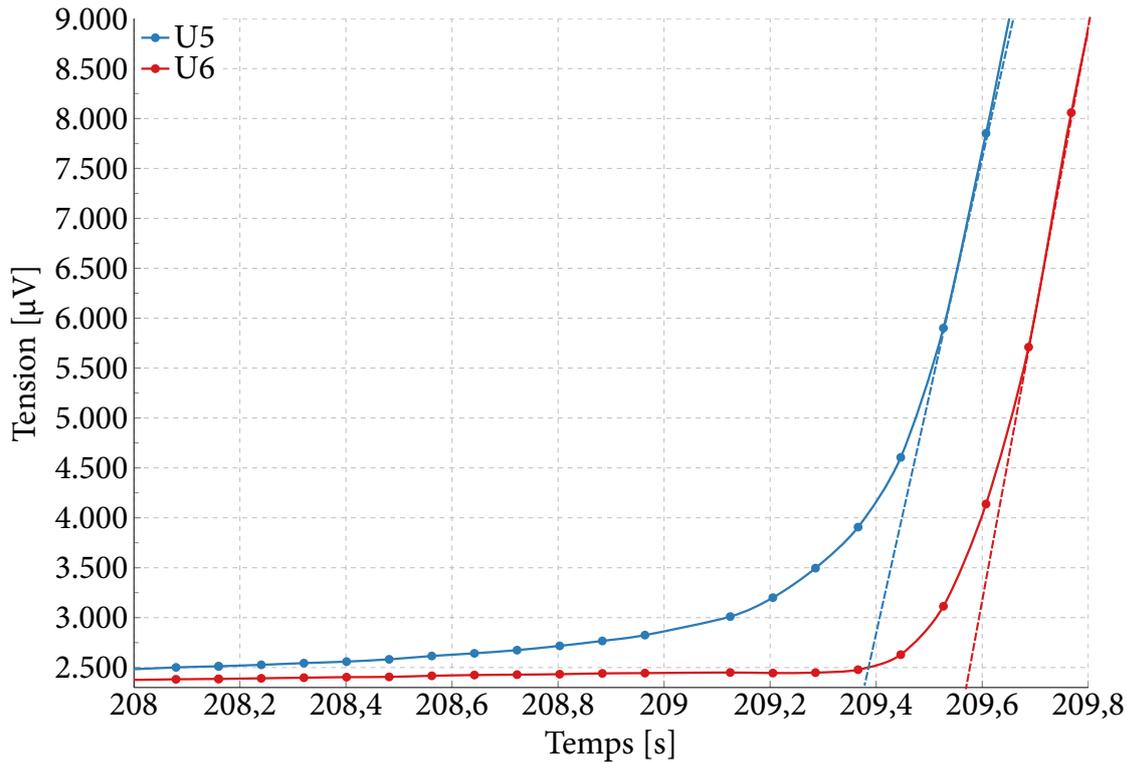


Figure 5.9 – Augmentations des tensions en fonction du temps mesurées par U5 et U6 (pour 15 K 2 T extérieur). Le retard de la transition sur U6 est peut-être dû à la propagation radiale du quench. Les courbes en pointillés sont les tangentes aux deux derniers points des courbes

La relation suivante permet d'obtenir de façon approximative, la vitesse de propagation transverse théorique :

$$\frac{v_r}{v_\ell} = \sqrt{\frac{k_r}{k_l}} \quad (5.4)$$

En considérant une conductivité de l'isolation de 0,13 W/(m K), on obtient une conductivité transverse moyenne de 1,3 W/(m K) (1,6 mm × 0,3 W/(m K) / 0,1 mm). La conductivité longitudinale moyenne vaut 345 W/(m K) (1233 × 28%). D'après l'Équation (5.4), nous obtenons une vitesse de propagation transverse théorique v_r de 31 mm/s. Les mesures effectuées sur le prototype sont également approximatives car suivant les tests, les variations radiales sont importantes. Il arrive parfois que la deuxième couche transite avant la première notamment à haute température et sous faible champ. En conclusion, les mesures de propagation radiales sont dans le bon ordre de grandeur mais sont peu précises et donc malheureusement peu exploitables.

En ce qui concerne la vitesse axiale, nous avons la même conductivité longitudinale mais une conductivité transversale moyenne de 2,7 W/(m K) (2,1 mm × 0,3 W/(m K) / 0,1 mm). On obtient alors une vitesse axiale théorique de 35 mm/s. En 0,2 s, nous devrions propager sur 7 mm, soit plus de deux tours. Cette vitesse devrait permettre de faire transiter la bobine. Au vue des valeurs mesurées pour v_ℓ (facteur 100 en moins), nous avons la confirmation que le départ du quench sur la première couche se fait dans une zone non imprégnée. Comme nous pouvions nous y attendre, il y a un meilleur contact thermique entre deux couches que entre deux tours non imprégnés du fait de la tension de bobinage et de la pression du mandrin en titane.

5.4.3 Schéma de protection

Lors d'une décharge conduisant à une tension d'ouverture des diodes froides supérieure à 0,7 V, l'aimant se retrouve en court-circuit et se décharge sur lui-même. Or, cela prend du temps et élève la température de l'aimant dangereusement. Si on enlève les diodes froides et que l'on ajoute une résistance de décharge (Figure 5.10b), le courant se décharge dans cette dernière suivant

une exponentielle décroissante. C'est cette option qui a été choisie. Après avoir sorti l'aimant du cryostat, supprimé les diodes de roue libre froides et équipé la station d'une résistance de décharge (Figure 5.10b), on constate une diminution significative de la durée de décharge (24s pour passer de 200 A à 0 A contre 124s de 70 A à 0 A). Cette diminution a un effet positif sur le MIIT ; la température du point chaud est alors de 42 K contre un peu plus de 300 K pour un courant deux fois moins élevé dans le cas précédent. Les tests de courant ont donc été effectués avec la disposition de la station présentée Figure 5.10b. Cette station présente plusieurs changements :

- Les deux diodes de roue libre froides sont supprimées
- Une résistance de décharge R de $0,05 \Omega$ est raccordée en série à la diode de $0,4 \text{ V}$

Ainsi, lors d'une élévation de température, le courant se dissipe rapidement dans la résistance de décharge et non dans la diode froide en court circuit libérant ainsi l'énergie stockée hors de l'aimant.

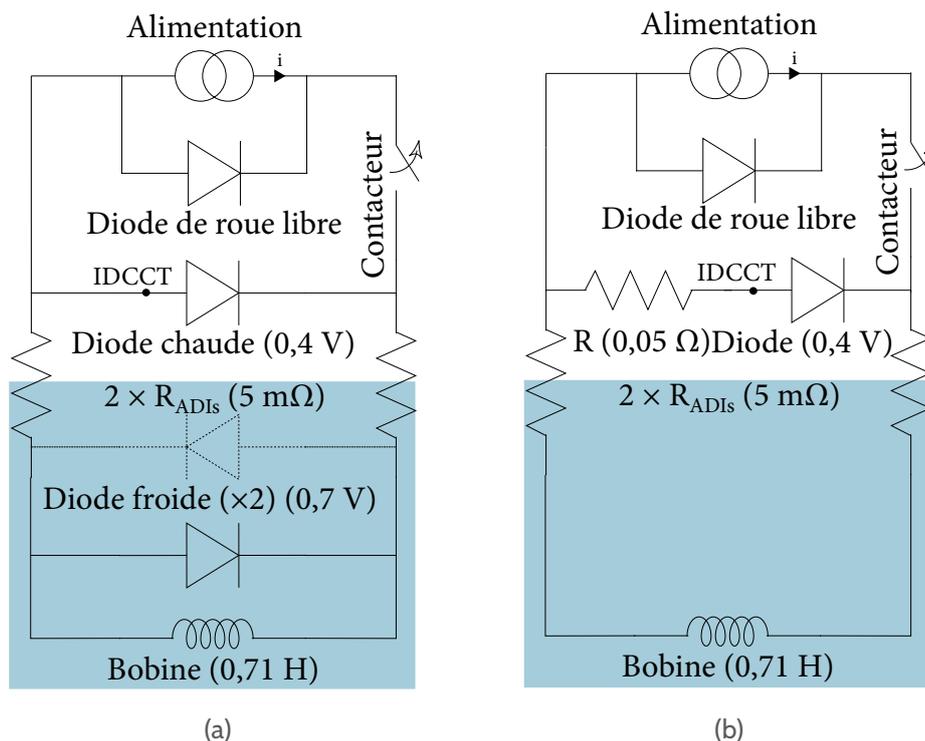


Figure 5.10 – Montage électrique avant (a) et après (b) désassemblage des diodes froides de l'aimant et installation de la résistance et du contacteur. La zone bleue représente la zone froide du cryostat.

5.5 Conclusion

Dans le Chapitre 4, nous avons mis en évidence un défaut d'imprégnation qui nous faisait craindre une mauvaise propagation des quenches dans la bobine. Ces craintes se sont révélées bien fondées lors des tests et nous avons dû changer le montage électrique. Ce changement qui s'est heureusement révélé payant, a coûté un temps précieux car il a fallu remettre la station à température ambiante puis la remettre en froid, soit près d'un mois en tout. Les difficultés liées à l'approvisionnement en hélium et le coût des campagnes de tests ont limité la durée des tests. Fort de ce constat, nous n'avons pas mené de test de propagation de quench, même si la bobine avait été instrumentée pour cela. L'estimation menée dans ce chapitre à partir de mesures donne malgré tout un ordre de grandeur des vitesses de propagation. Après changement du montage électrique, nous avons néanmoins pu atteindre l'objectif des 5 T à 10 K. En baissant la température à 6,1 K, nous avons même pu obtenir plus que l'objectif des 5 T. L'instrumentation nombreuse et redondante des prises de potentiels a permis de tester le prototype dans les meilleurs conditions. Ainsi, nous avons pu déterminer les performances supraconductrices du prototype ainsi que la résistance des jonctions. La résistance des jonctions estimées entre 148 n Ω et 176 n Ω doit cependant être encore améliorée et on peut envisager

un développement de jonctions supraconductrices. Néanmoins, les jonctions n'ont pas initié de quenches dans la bobine car elles étaient bien thermalisées.

Conclusion et perspectives

DURANT cette thèse, un prototype d'aimant MgB_2 refroidi par conduction solide et pouvant générer un champ magnétique de 5 T avec champ de fond de 3 T à 10 K a été dimensionné, fabriqué et testé avec succès. Bien que la sonde de Hall n'ait pas pu être exploitée, l'objectif des 5 T au centre à 10 K a presque été atteint (216 A au maximum lors des tests contre 225 A espérés lors de la phase de dimensionnement). Ce prototype a permis d'acquérir l'expérience nécessaire en bobinage de conducteur en MgB_2 fragile. Le conducteur bobiné n'a pas subi de dégradation lors des différentes étapes ayant mené à sa réalisation. De plus, les jonctions résistives n'ont pas généré de chaleur entraînant des quenchs. La résistance moyenne des jonctions, de l'ordre de $150 \text{ n}\Omega$ est encore trop élevée pour que les jonctions puissent être utilisées dans des applications concrètes et sûrement pas pour les IRM qui demande un mode persistant. Il faudrait pour cela développer une technologie de jonction supraconductrice difficile à mettre en œuvre dans un aimant compact et utilisant des fils *ex-situ* R&W.

Néanmoins, les études et les méthodes employées pour la fabrication des jonctions, validées par les tests du prototype, ont permis de jeter les bases pour une réflexion plus approfondie. De ce constat, on peut donc valider la procédure de bobinage ainsi que la procédure de mise en place des jonctions et de thermalisation. Les différentes thermalisations conçues pour ce prototype se sont révélées utiles dans notre cas d'utilisation (avec un défaut d'imprégnation). La technologie et l'expérience acquises pourront servir sur d'autres types d'aimants dont le volume demandera plus de thermalisation.

La modélisation du prototype a permis de découvrir d'autres méthodes de maillage (notamment à partir de photos). Un modèle d'homogénéisation a été utilisé. Afin de valider la procédure Keff utilisée, des caractérisations mécaniques du conducteur pourraient à terme être menées afin de comparer les résultats théoriques avec les mesures sur bancs d'essais (ou directement sur le prototype). Des tests au LNCMI de Grenoble ont néanmoins permis d'obtenir une valeur critique de déformation sur un conducteur similaire. On peut également envisager un développement de la procédure Keff dans l'optique d'établir un modèle d'homogénéisation du coefficient de dilatation thermique. La modélisation a permis de mieux comprendre la distribution des contraintes dans le prototype notamment au niveau des zones de glissement.

Lors des tests du prototype, nous nous sommes aperçus que les quenchs ne se propageaient pas et cela probablement à cause d'une mauvaise imprégnation de la bobine constatée lors du démoulage à l'issue du cycle de cuisson. Sur ce point, des pistes d'amélioration sont possibles. Néanmoins, après modification de la station d'essais et après refonte du système de protection du prototype, il a été possible de tester l'aimant dans les conditions nominales. Bien que l'aimant ait été instrumenté dans ce but, il n'a pas été possible d'envisager des tests de propagation de quench sur le prototype suite à la découverte des défauts d'imprégnation, puis suite aux difficultés de propagation. Ces tests auraient permis de vérifier si effectivement les défauts d'imprégnation constatés en surfaces se retrouvaient dans le bobinage. Faute de temps, ces tests supplémentaires n'ont pas pu être menés. Enfin, ce prototype prouve qu'il est possible de réaliser des aimants supraconducteurs en MgB_2 refroidis par conduction solide dans des gammes de champs (jusqu'à 5 T) permettant d'envisager des applications concrètes comme les IRM.

ANNEXE A

Propriétés physiques et mécaniques des matériaux

	T [K]	c_p [J/(kg K)]	k [W/(m K)]	ρ [nΩ m]
Cuivre (RRR 100 sous 5 T) ^a	5	0,143	$3,61 \times 10^2$	0,338
	15	2,93	$9,79 \times 10^2$	0,34
	30	26,6	$1,21 \times 10^3$	0,393
Cuivre (RRR 166 sous 5 T) ^a	5	0,143	$4,21 \times 10^2$	0,289
	15	2,93	$1,08 \times 10^3$	0,291
	30	26,6	$1,24 \times 10^3$	0,339
Cuivre (RRR 272 sous 5 T) ^a	5	0,143	$4,65 \times 10^2$	0,261
	15	2,93	$1,11 \times 10^3$	0,263
	30	26,6	$1,22 \times 10^4$	0,308
Nickel ^a	5	0,651	$1,25 \times 10^2$	0,626
	15	3,15	$3,63 \times 10^2$	0,671
	30	16,7	$4,62 \times 10^2$	0,9
Monel ^a	5	0,619	1,20	278
	15	3,650	5,09	278
	30	21,000	1,00	278
SnPb ^a	5	1,29	15,5	3,53
	15	28,7	24,7	4,54
	30	76,8	33,3	7
Kapton [®] b	4		$1,10 \times 10^{-2}$	
	15		$3,60 \times 10^{-2}$	
	30		$6,55 \times 10^{-2}$	
Indium ^a	5		$9,07 \times 10^2$	
	15		$2,49 \times 10^2$	
	30		$1,20 \times 10^2$	
G10 ^a	5		0,0646	
	15		0,136	
	30		0,200	

^a données issues du logiciel Cryocomp^[96]

^b données issues de EKIN

Tableau A.1 – Propriétés physiques et mécaniques des matériaux

	Module d'Young [GPa]		Coefficient de Poisson		$\frac{\Delta \ell}{\ell}$ [%]	d^a [g/cm ³]
	T _{amb}	4 K	T _{amb}	4 K	293 → 4K	T _{amb}
MgB ₂	88 ^[97] – 76 ^[98]	76 ^[98]	0,21 ^[99] – 0,181 ^[98]	0,21 ^[99]	0,00119 ^[100]	2,55 ^[14]
Ni	60 ^[68] – 224,5 ^[101] 204 ^[102]	91 ^[68] 240,1 ^[101]	0,296 ^[101]	0,287 ^[101]	0,224 ^[68]	8,9 ^[68] ^[96]
Monel	170 ^[102] – 174 ^[98]	181,5 ^[98]	0,320 ^[98]	0,320 ^[98]	0,251 ^[68]	8,460 ^[96]
Cu	128,2 ^[101] 128,7 ^[98]	138,6 ^[101] ^[98]	0,344 ^[101] – 0,355 ^[98]	0,338 ^[101] 0,355 ^[98]	0,324 ^[68]	8,96 ^[96]
Titane	114 ^[68] ^[103]	130 ^[101] 125 ^[103]	0,322 ^[101]	0,302 ^[101]	0,151 ^[68]	4,5 ^[68] ^[96]
Téflon	0,3 ^[68]	0,217 ^[104]	0,36 ^b ^[105] – 0,46 ^c ^[105]		2,14 ^[68]	2,2 ^[68]
G10	28 ^[68] – 30 ^[103]	35 ^[103]				1,65 ^[68]
G10 ∥	28 ^[106]	35,9 ^[106]	0,194 ^[107] – 0,150 ^[106]	0,211 ^[106]	240 ^[68]	1,948 ^[96]
G10 ⊥	22,4 ^[106]	29,1 ^[106]	0,144 ^[106]	0,210 ^[106]	0,710 ^[68]	1,8 ^[103]

^a Densité

^b Coefficient de Poisson considéré lors d'une sollicitation en tension

^c Coefficient de Poisson considéré lors d'une sollicitation en compression

Tableau A.2 – Propriétés mécaniques des matériaux composant le prototype. Les valeurs en gras sont les valeurs sélectionnées pour les composants du prototype lorsque plusieurs choix sont possibles

ANNEXE B

Thermalisation

B.1 Géométries des différents éléments composant le conducteur et la jonction

N°	Noms	Grandeurs	Valeurs [m]
①	Monolithe	Largeur	$2,00 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$1,00 \times 10^{-3}$
②	Gaine en Nickel	Largeur	$1,48 \times 10^{-3}$
		Hauteur	$7,70 \times 10^{-4}$
		Épaisseur x	$3,00 \times 10^{-5}$
		Épaisseur y	$1,90 \times 10^{-5}$
③	Gaine en Monel	Épaisseur x	$1,60 \times 10^{-4}$
		Épaisseur y	$1,40 \times 10^{-4}$
		Largeur (x)	$1,68 \times 10^{-3}$
		Hauteur (y)	$1,00 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$9,00 \times 10^{-5}$
④	SnPb (monolithe / stabilisant)	Largeur	$2,00 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$2,00 \times 10^{-3}$
⑤	Ruban Cu stabilisant	Largeur	$2,00 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$5,00 \times 10^{-4}$
⑥	SnPb entre stabilisant / thermalisation	Épaisseur	$1,00 \times 10^{-4}$
⑦	Ruban therm. jonction	Largeur	$3,90 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$2,00 \times 10^{-4}$
⑦b	Ruban therma. jonction (calc. rest elec.)	Largeur	$4,00 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$2,00 \times 10^{-4}$
⑧	SnPb drain/ruban therma.	Longueur soudure (az)	$3,90 \times 10^{-3}$
		Largeur soudure (z)	$2,50 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$1,00 \times 10^{-4}$
		Longueur drain jonction n° 1	$7,00 \times 10^{-2}$
⑨	Drain thermique	Longueur drain jonction n° 2	$6,00 \times 10^{-2}$
		Largeur	$3,90 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$2,00 \times 10^{-4}$
		Épaisseur x	$5,00 \times 10^{-4}$
		Épaisseur y	$5,00 \times 10^{-4}$
⑩	SnPb entre conducteurs	Longueur	$1,50 \times 10^{-2}$
		Largeur	$8,90 \times 10^{-3}$
		Épaisseur	$1,24 \times 10^{-3}$
⑫	Plaques Cu sur flasque en cuivre	Épaisseur	$1,00 \times 10^{-4}$
		Épaisseur	$1,00 \times 10^{-4}$
		Largeur	$8,90 \times 10^{-3}$
		Longueur	$1,50 \times 10^{-2}$
⑬	Colle araldite sous plaque CU	Épaisseur	$1,00 \times 10^{-4}$
⑭	Kapton® sous plaque flasque	Épaisseur	$2,50 \times 10^{-5}$
		Largeur	$8,90 \times 10^{-3}$
		Longueur	$1,50 \times 10^{-2}$

D

⑮	Colle araldite sous Kapton [®] flasque CU	Épaisseur	$3,00 \times 10^{-4}$
⑯	Isolation G10	Épaisseur	$1,10 \times 10^{-4}$
⑰	Kapton [®] (G10 / Plaque CU therma bobine)	Épaisseur	$5,00 \times 10^{-5}$
⑱	Colle araldite sous Kapton [®]	Épaisseur	$3,00 \times 10^{-5}$
⑲	Plaque cuivre thermalisation bobine	Épaisseur	$5,00 \times 10^{-4}$
		Largeur	$7,00 \times 10^{-2}$
		Longueur	$2,40 \times 10^{-1}$
⑳	Indium (Couronne CU / Plaques therma)	Épaisseur	$3,00 \times 10^{-4}$
		Largeur	$1,00 \times 10^{-2}$

Tableau B.1 – Géométries des différents éléments composant la jonction. Les numéros du tableau sont en lien avec la Figure B.1

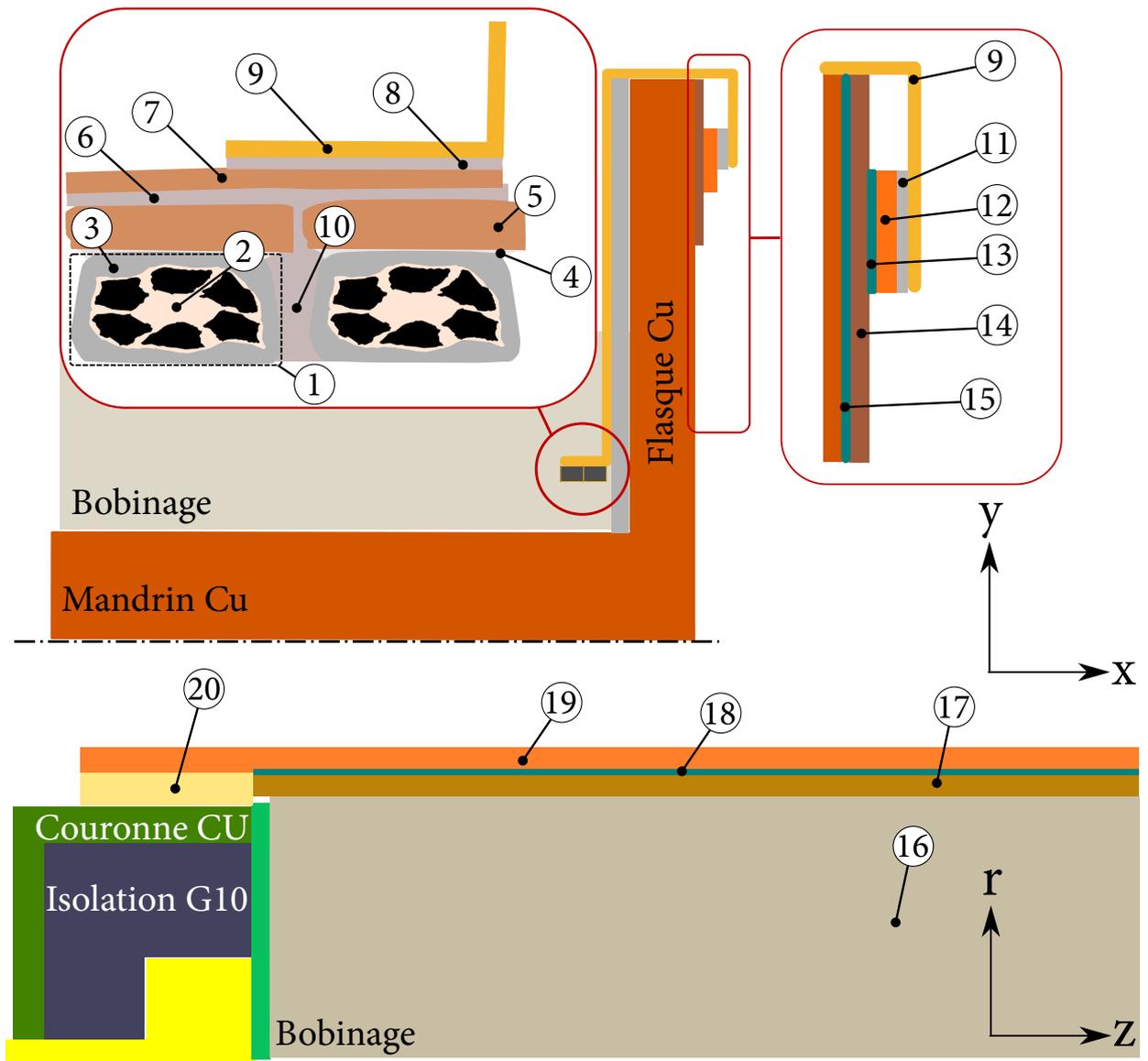


Figure B.1 – Schéma représentant les différents éléments composant les systèmes étudiés. Les numéros sont en lien avec le Tableau B.1 ainsi que les dimensions associées

ANNEXE C

Constantes de l'ingénieur à partir de la matrice de raideur

C.1 Passage de la notation de Voigt aux modules d'Young

$$E_1 = \frac{\bar{C}_{11} \bar{C}_{22} \bar{C}_{33} + 2 \bar{C}_{12} \bar{C}_{13} \bar{C}_{23} - \bar{C}_{11} \bar{C}_{23}^2 - \bar{C}_{22} \bar{C}_{13}^2 - \bar{C}_{33} \bar{C}_{12}^2}{\bar{C}_{22} \bar{C}_{33} \bar{C}_{23}^2} \quad (C.1)$$

$$E_2 = \frac{\bar{C}_{11} \bar{C}_{22} \bar{C}_{33} + 2 \bar{C}_{12} \bar{C}_{13} \bar{C}_{23} - \bar{C}_{11} \bar{C}_{23}^2 - \bar{C}_{22} \bar{C}_{13}^2 - \bar{C}_{33} \bar{C}_{12}^2}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{33} \bar{C}_{13}^2} \quad (C.2)$$

$$E_3 = \frac{\bar{C}_{11} \bar{C}_{22} \bar{C}_{33} + 2 \bar{C}_{12} \bar{C}_{13} \bar{C}_{23} - \bar{C}_{11} \bar{C}_{23}^2 - \bar{C}_{22} \bar{C}_{13}^2 - \bar{C}_{33} \bar{C}_{12}^2}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{22} \bar{C}_{12}^2} \quad (C.3)$$

C.2 Passage de la notation de Voigt aux coefficients de Poisson

$$\nu_{12} = \frac{\bar{C}_{12} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13} \bar{C}_{23}}{\bar{C}_{22} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{23}^2} \quad (C.4)$$

$$\nu_{21} = \frac{\bar{C}_{12} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13} \bar{C}_{23}}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13}^2} \quad (C.5)$$

$$\nu_{13} = \frac{\bar{C}_{13} \bar{C}_{22} - \bar{C}_{12} \bar{C}_{23}}{\bar{C}_{22} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{23}^2} \quad (C.6)$$

$$\nu_{31} = \frac{\bar{C}_{13} \bar{C}_{22} - \bar{C}_{12} \bar{C}_{23}}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{22} - \bar{C}_{12}^2} \quad (C.7)$$

$$\nu_{23} = \frac{\bar{C}_{11} \bar{C}_{23} - \bar{C}_{12} \bar{C}_{13}}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13}^2} \quad (C.8)$$

$$\nu_{32} = \frac{\bar{C}_{11} \bar{C}_{23} - \bar{C}_{12} \bar{C}_{13}}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{22} - \bar{C}_{12}^2} \quad (C.9)$$

$$\nu_{12} = \frac{\bar{C}_{12} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13} \bar{C}_{23}}{\bar{C}_{22} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{23}^2} \quad (C.10)$$

$$\nu_{21} = \frac{\bar{C}_{12} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13} \bar{C}_{23}}{\bar{C}_{11} \bar{C}_{33} - \bar{C}_{13}^2} \quad (C.11)$$

C.3 Passage de la notation de Voigt aux modules de cisaillement

$$G_{12} = \bar{C}_{66} \quad (C.12)$$

$$G_{13} = \bar{C}_{55} \quad (C.13)$$

$$G_{23} = \bar{C}_{44} \quad (C.14)$$

H

Bibliographie

- [1] H. KAMERLINGH ONNES. « The disappearance of the resistance of mercury ». *Proceedings of Huygens Institute* **14 I**, 113-115. 1911.
DOI : {10.1007/978-1-4757} (cf. p. 5)
- [2] Joyce A. OBER. « Mineral commodity summaries 2018 ». 2018.
DOI : 10.3133/70194932 (cf. p. 5, 10)
- [3] Helium Statistics & INFORMATION. *National Minerals Information Center*.
URL : <https://www.usgs.gov/centers/nmic/helium-statistics-and-information>
(visité le 04/09/2019) (cf. p. 5)
- [4] William J. NUTTALL, Richard H. CLARKE et Bartek A. GLOWACKI. « Stop Squandering Helium : Resources ». *Nature* **485**, p. 573-575, mai. 2012.
DOI : 10.1038/485573a (cf. p. 5)
- [5] Philippe MANGIN et Rémi KAHN. *Supraconductivité : introduction*. Grenoble Sciences. OCLC : 835376067. Les Ulis : EDP sciences, 2013. ISBN : 978-2-7598-0657-7. (Cf. p. 5)
- [6] Philippe MANGIN et Rémi KAHN. *Matériaux Supraconducteurs Structures et Propriétés Physico-Chimiques*. Grenoble Sciences. OCLC : 1019908531. Les Ulis : EDP Sciences, 2017. 232 p. ISBN : 978-2-7598-2136-5. (Cf. p. 5)
- [7] Philippe MANGIN et Rémi KAHN. *Applications magnétoélectriques des supraconducteurs*. Grenoble Sciences. OCLC : 1018455340. EPP Sciences, jan. 2018. ISBN : 978-2-7598-2221-8. (Cf. p. 5, 17)
- [8] W. MEISSNER et R. OCHSENFELD. « Ein neuer Effekt bei Eintritt der Supraleitfähigkeit ». *Naturwissenschaften* **21**, p. 787-788, nov. 1933.
DOI : 10.1007/BF01504252 (cf. p. 6)
- [9] Comparisons of superconductor critical current DENSITIES. « National High Magnetic Field Laboratory ». *Website*, mar. 2019.
URL : <https://nationalmaglab.org/magnet-development/applied-superconductivity-center/plots> (visité le 25/03/2019) (cf. p. 8, 9)
- [10] Jun NAGAMATSU, Norimasa NAKAGAWA, Takahiro MURANAKA, Yuji ZENITANI et Jun AKIMITSU. « Superconductivity at 39K in magnesium diboride ». *Nature* **410**, p. 63-64. 2001.
(Cf. p. 8)
- [11] P. C. CANFIELD, D. K. FINNEMORE, S. L. BUD'KO, J. E. OSTENSON, G. LAPERTOT, C. E. CUNNINGHAM et C. PETROVIC. « Superconductivity in Dense MgB₂ Wires ». *Phys. Rev. Lett.* **86**, p. 2423-2426, mar. 2001.
DOI : 10.1103/PhysRevLett.86.2423 (cf. p. 10)
- [12] John M ROWELL. « The Widely Variable Resistivity of MgB₂ Samples ». *Supercond. Sci. Technol.* **16**, R17-R27, juin. 2003.
DOI : 10.1088/0953-2048/16/6/201 (cf. p. 10, 16)
- [13] Romain BRUCE et Bertrand BAUDOY. « Cryogenic Design of a Large Superconducting Magnet for Astro-Particle Shielding on Deep Space Travel Missions ». *Phys. Procedia* **67**, p. 264-269. 2015.
DOI : 10.1016/j.phpro.2015.06.085 (cf. p. 10)
- [14] Cristina BUZEA et Tsutomu YAMASHITA. « Review of the Superconducting Properties of MgB₂ ». *Supercond. Sci. Technol.* **14**, R115. 2001.
DOI : <https://doi.org/10.1088/0953-2048/14/11/201> (cf. p. 10, 11, B)

-
- [15] D. G. HINKS, H. CLAUS et J. D. JORGENSEN. « The Complex Nature of Superconductivity in MgB₂ as Revealed by the Reduced Total Isotope Effect ». *Nature* **411**, p. 457-460, mai. 2001.
DOI : 10.1038/35078037 (cf. p. 10)
- [16] S. L. BUD'KO, G. LAPERTOT, C. PETROVIC, C. E. CUNNINGHAM, N. ANDERSON et P. C. CANFIELD. « Boron Isotope Effect in Superconducting MgB₂ ». *Phys. Rev. Lett.* **86**, p. 1877-1880, fév. 2001.
DOI : 10.1103/PhysRevLett.86.1877 (cf. p. 10)
- [17] Hyper Tech Research INC. *MgB₂ wire*, mar. 2019.
URL : <http://www.hypertechresearch.com/mgb2%20wire.htm> (visité le 05/11/2019)
(cf. p. 13)
- [18] Hitachi WEBSITE. « Development of 8-km-long Magnesium Diboride Superconducting Wire ». *Hitachi Inspire the next*. 2019.
URL : <http://www.hitachi.com/rd/news/topics/2019/1016.html> (visité le 05/11/2019)
(cf. p. 13)
- [19] Columbus Superconductors SPA. « Columbus MgB₂ unit ». *Website*. 2019.
URL : <http://www.columbussuperconductors.com/company.asp> (visité le 05/11/2019)
(cf. p. 13)
- [20] G. GIUNCHI, S. CERESARA, G. RIPAMONTI, A. DI ZENOBIO, S. ROSSI, S. CHIARELLI, M. SPADONI, R. WESCHE et P. L. BRUZZONE. « High Performance New MgB₂ Superconducting Hollow Wires ». *Supercond. Sci. Technol.* **16**, p. 285. 2003.
URL : <http://iopscience.iop.org/article/10.1088/0953-2048/16/2/328/meta> (visité le 15/01/2017) (cf. p. 13)
- [21] Wolfgang HASLER, Pavol KOVAC, Juliane SCHEITER, Alica ROSOVA et Wacek PACHLA. « MgB₂ Multicore Wire Prepared by IMD Technology—Investigation of the MgB₂ Layer Formation During Annealing ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27**, p. 1-4, juin. 2017.
DOI : 10.1109/TASC.2017.2652719 (cf. p. 13, 14)
- [22] Shujun YE et Hiroaki KUMAKURA. « The Development of MgB₂ Superconducting Wires Fabricated with an Internal Mg Diffusion (IMD) Process ». *Supercond. Sci. Technol.* **29**, p. 113004, oct. 2016.
DOI : 10.1088/0953-2048/29/11/113004 (cf. p. 14)
- [23] Y. C. GUO, P. A. BAIN, H. K. LIU, S. X. DOU et E. W. COLLINGS. « High-T_c Superconducting Wires and Tapes Prepared by “Continuous Tube Forming/Filling (CTFF)” Technique ». en. In : *Advances in Cryogenic Engineering Materials*. Sous la dir. de Leonard T. SUMMERS. Advances in Cryogenic Engineering Materials. Boston, MA : Springer US, 1997. P. 701-708. ISBN : 9781475790597. DOI : 10.1007/978-1-4757-9059-7_94. (Cf. p. 14)
- [24] Epoch WIRE. *Infinite Superconductivity*, août. 2019.
URL : <https://www.epochwires.com/> (visité le 30/08/2019) (cf. p. 15)
- [25] S. ATAMERT, M. N. KUTUKCU, J. L. SCANDELLA, A. BASKYS, Z. ZHONG et B. A. GLOWACKI. « Novel Superconducting MgB₂ Wires Made By Continuous Process ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26**, p. 1-4, avr. 2016.
DOI : 10.1109/TASC.2016.2549559 (cf. p. 15)
- [26] BEKAERT. *Better together*, août. 2019.
URL : <https://www.bekaert.com/> (visité le 30/08/2019) (cf. p. 15)
- [27] A. IMADUDDIN, S. D. YUDANTO, M. E. H. RASYADI, Y. NAKANISHI et M. YOSHIZAWA. « Possibility of the Higher Critical Temperature on MgB₂ Superconductor Synthesized by Powder-In-Sealed-Tube Method ». *Journal of Low Temperature Physics* **195**, p. 460-473, mar. 2019.
DOI : 10.1007/s10909-019-02184-9 (cf. p. 15)

-
- [28] M. HAGNER, J. M. FRITZ, P. ALKNES, C. SCHEUERLEIN, L. ZIELKE, S. VIERRATH, S. THIELE, B. BORDINI et A. BALLARINO. « Three-Dimensional Analysis of the Porosity in MgB₂ Wires Using FIB Nanotomography ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26**, p. 1-5, avr. 2016.
DOI : 10.1109/TASC.2016.2540801 (cf. p. 15)
- [29] Jiaojiao ZHOU et Peng BAI. « A Review on the Methods of Preparation of Elemental Boron ». *Asia-Pac. J. Chem. Eng.* **10**, p. 325-338, mai. 2015.
DOI : 10.1002/apj.1892 (cf. p. 15)
- [30] W HÄSSLER, M HERRMANN, C RODIG, M SCHUBERT, K NENKOV et B HOLZAPFEL. « Further increase of the critical current density of MgB₂ tapes with nanocarbon-doped mechanically alloyed precursor ». *Superconductor Science and Technology* **21**, p. 062001, juin. 2008.
DOI : 10.1088/0953-2048/21/6/062001 (cf. p. 15)
- [31] S LEE, Takahiko MASUI, Ayako YAMAMOTO, Hiroshi UCHIYAMA et Setsuko TAJIMA. « Carbon-substituted MgB₂ single crystals ». *Physica C : Superconductivity* **397**, p. 7-13, oct. 2003.
DOI : 10.1016/S0921-4534(03)01296-6 (cf. p. 15)
- [32] J. KARPINSKI, N.D. ZHIGADLO, S. KATRYCH, R. PUZNIAK, K. ROGACKI et R. GONNELLI. « Single Crystals of MgB₂ : Synthesis, Substitutions and Properties ». *Phys. C Supercond.* **456**, p. 3-13, juin. 2007.
DOI : 10.1016/j.physc.2007.01.031 (cf. p. 15, 16)
- [33] R.S. GONNELLI, D. DAGHERO, G.A. UMMARINO, A. CALZOLARI, Valeria DELLARocca, V.A. STEPANOV, S.M. KAZAKOV, J. JUN et J. KARPINSKI. « A point-contact study of the superconducting gaps in Al-substituted and C-substituted MgB₂ single crystals ». *Journal of Physics and Chemistry of Solids* **67**, p. 360-364, jan. 2006.
DOI : 10.1016/j.jpcs.2005.10.065 (cf. p. 15)
- [34] S. X. DOU, O. SHCHERBAKOVA, W. K. YEOH, J. H. KIM, S. SOLTANIAN, X. L. WANG, C. SENATORE, R. FLUKIGER, M. DHALLE, O. HUSNJAK et E. BABIC. « Publisher's Note : Mechanism of Enhancement in Electromagnetic Properties of MgB₂ by Nano SiC Doping [Phys. Rev. Lett. **98**, 097002 (2007)] ». *Physical Review Letters* **98**, mar. 2007.
DOI : 10.1103/PhysRevLett.98.139902 (cf. p. 15)
- [35] Hideki TANAKA, Motomune KODAMA, Yota ICHIKI, Toshiaki KUSUNOKI, Hiroshi KOTAKI, Takaaki SUZUKI, Kazuya NISHI et Kazutaka OKAMOTO. « Conduction Cooled MgB₂/sub Coil in Maximum Self Magnetic Flux Density 2.3 Tesla Made with 300-Meter-long Multifilamentary MgB₂/subWire ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, p. 1-1. 2016.
DOI : 10.1109/tasc.2016.2643443 (cf. p. 15, 19)
- [36] M EISTERER, R MÜLLER, R SCHÖPPL, H W WEBER, S SOLTANIAN et S X DOU. « Universal Influence of Disorder on MgB₂ Wires ». *Supercond. Sci. Technol.* **20**, p. 117-122, mar. 2007.
DOI : 10.1088/0953-2048/20/3/001 (cf. p. 15)
- [37] A. MATSUMOTO, H. KUMAKURA, H. KITAGUCHI, B. J. SENKOWICZ, M. C. JEWELL, E. E. HELLSTROM, Y. ZHU, P. M. VOYLES et D. C. LARBALESTIER. « Evaluation of Connectivity, Flux Pinning, and Upper Critical Field Contributions to the Critical Current Density of Bulk Pure and SiC-Alloyed MgB₂ ». *Appl. Phys. Lett.* **89**, p. 132508, sept. 2006.
DOI : 10.1063/1.2357027 (cf. p. 16)
- [38] M S A HOSSAIN, C SENATORE, R FLÜKIGER, M A RINDFLEISCH, M J TOMSIC, J H KIM et S X DOU. « The enhanced J_c and Birr of in-situ MgB₂ wires and Tapes Alloyed with C₄H₆O₅(Malic Acid) after Cold High Pressure Densification ». *Supercond. Sci. Technol.* **22**, p. 095004, août. 2009.
DOI : 10.1088/0953-2048/22/9/095004 (cf. p. 16)

-
- [39] C SENATORE, Md AL HOSSAIN et R FLUKIGER. « Enhanced Connectivity and Percolation in Binary and Doped In Situ MgB₂ Wires After Cold High Pressure Densification ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **21**, p. 2680-2685. 2011.
DOI : 10.1109/tasc.2010.2096376 (cf. p. 16)
- [40] M KULICH, R L FLÜKIGER, C SENATORE, M TROPEANO et R PICCARDO. « Effect of Cold High Pressure Deformation on the Properties of *Ex Situ* MgB₂ Wires ». *Supercond. Sci. Technol.* **26**, p. 105019, oct. 2013.
DOI : 10.1088/0953-2048/26/10/105019 (cf. p. 16)
- [41] V.S. VYSOTSKY, I.V. ANTYUKHOV, V.P. FIRSOV, E.V. BLAGOV, V.V. KOSTYUK, A.A. NOSOV, S.S. FETISOV, S.Yu. ZANEGIN, V.S. RACHUK et B.I. KATORGIN. « Cryogenic Tests of 30 m Flexible Hybrid Energy Transfer Line with Liquid Hydrogen and Superconducting MgB₂ Cable ». *Phys. Procedia* **67**, p. 189-194. 2015.
DOI : 10.1016/j.phpro.2015.06.033 (cf. p. 17)
- [42] A. BALLARINO, C. E. BRUZEK, N. DITTMAR, S. GIANNELLI, W. GOLDACKER, G. GRASSO, F. GRILLI, C. HABERSTROH, S. HOLÉ, F. LESUR, A. MARIAN, J. M. MARTÍNEZ-VAL, L. MARTINI, C. RUBBIA, D. SALMIERI, F. SCHMIDT et M. TROPEANO. « The BEST PATHS Project on MgB₂ Superconducting Cables for Very High Power Transmission ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **26**, p. 1-6, avr. 2016.
DOI : 10.1109/TASC.2016.2545116 (cf. p. 17)
- [43] Best PATH. « Transmission for sustainability ». *Site web*,
URL : <http://bestpaths-project.eu/en/project> (visité le 31/03/2019) (cf. p. 17)
- [44] Amalia BALLARINO. « Development of Superconducting Links for the Large Hadron Collider Machine ». *Supercond. Sci. Technol.* **27**, p. 044024, avr. 2014.
DOI : 10.1088/0953-2048/27/4/044024 (cf. p. 17)
- [45] A. BALLARINO et R. FLÜKIGER. « Status of MgB₂ Wire and Cable Applications in Europe ». *J. Phys. Conf. Ser.* **871**, p. 012098, juil. 2017.
DOI : 10.1088/1742-6596/871/1/012098 (cf. p. 17)
- [46] K KONSTANTOPOULOU, J HURTE, P W RETZ et A BALLARINO. « Design optimization and evaluation of the 3 kA MgB₂ cable at 4.3 K for the superconducting link project at CERN ». *Superconductor Science and Technology* **32**, p. 085003, juil. 2019.
DOI : 10.1088/1361-6668/ab13e7 (cf. p. 17)
- [47] Yuri LVOVSKY, Ernst Wolfgang STAUTNER et Tao ZHANG. « Novel Technologies and Configurations of Superconducting Magnets for MRI ». *Supercond. Sci. Technol.* **26**, p. 093001, sept. 2013.
DOI : 10.1088/0953-2048/26/9/093001 (cf. p. 17)
- [48] P VEDRINE, G AUBERT, F BEAUDET, J BELORGEY, C BERRIAUD, P BREDY, A DONATI, O DUBOIS, G GILGRASS, F P JUSTER, C MEURIS, F MOLINIE, F NUNIO, A PAYN, T SCHILD, L SCOLA et A SINANNA. « Iseult/INUMAC Whole Body 11.7 T MRI Magnet Status ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **20**, p. 696-701, juin. 2010.
DOI : 10.1109/TASC.2010.2040374 (cf. p. 17)
- [49] René FLÜKIGER. « MgB₂ Superconducting Wires ». Sept. 2015.
DOI : 10.1142/9830 (cf. p. 18)
- [50] WEIJUN YAO, J. BASCUNAN, SEUNGYONG HAHN et Y. IWASA. « A Superconducting Joint Technique for MgB₂ Round Wires ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19**, p. 2261-2264, juin. 2009.
DOI : 10.1109/TASC.2009.2019063 (cf. p. 18)
- [51] J. LING, J. P. VOCCIO, S. HAHN, Y. KIM, J. SONG, J. BASCUÑÁN et Y. IWASA. « Construction and Persistent-Mode Operation of Coils in the Range 10 #x2013;15 K for a 0.5-T/240-Mm Cold Bore MRI Magnet ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25**, p. 1-5, juin. 2015.
DOI : 10.1109/TASC.2014.2370105 (cf. p. 18)

-
- [52] Jiayin LING, John P VOCCIO, Seungyong HAHN, Timing QU, Juan BASCUÑÁN et Yukikazu IWASA. « A Persistent-Mode 0.5 T Solid-Nitrogen-Cooled MgB₂ Magnet for MRI ». *Supercond. Sci. Technol.* **30**, p. 024011, fév. 2017.
DOI : 10.1088/1361-6668/30/2/024011 (cf. p. 18)
- [53] Dongkeun PARK, Juan BASCUNAN, Philip C. MICHAEL et Yukikazu IWASA. « A Tabletop Persistent-Mode, Liquid-Helium-Free, 1.5-T/90-Mm MgB₂ “Finger” MRI Magnet for Osteoporosis Screening : Two Design Options ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **28**, p. 1-5, avr. 2018.
DOI : 10.1109/TASC.2017.2773830 (cf. p. 18)
- [54] JIAYIN LING, J. VOCCIO, YOUNGJAE KIM, SEUNGYONG HAHN, J. BASCUNAN, D. K. PARK et Y. IWASA. « Monofilament MgB₂ Wire for a Whole-Body MRI Magnet : Superconducting Joints and Test Coils ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **23**, p. 6200304-6200304, juin. 2013.
DOI : 10.1109/TASC.2012.2234183 (cf. p. 18)
- [55] C. SENATORE. « Critical Current Anisotropy, Pinning Properties and Relaxation Rate of “Ex-Situ” MgB₂/Fe Tapes ». In : *AIP Conference Proceedings*. ADVANCES IN CRYOGENIC ENGINEERING. T. 824. Keystone, Colorado (USA) : AIP, 2006. P. 654-661. DOI : 10.1063/1.2192407. (Cf. p. 18)
- [56] J. BASCUNAN, H. LEE, E.S. BOBROV, S. HAHN, Y. IWASA, M. TOMSIC et M. RINDFLEISCH. « A 0.6 T/650 Mm RT Bore Solid Nitrogen Cooled MgB₂ Demonstration Coil for MRI—a Status Report ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **16**, p. 1427-1430, juin. 2006.
DOI : 10.1109/TASC.2005.864456 (cf. p. 18)
- [57] Weijun YAO, Juan BASCUÑÁN, Woo-Seok KIM, Seungyong HAHN, Haigun LEE et Yukikazu IWASA. « A Solid Nitrogen Cooled MgB₂ “Demonstration” Coil for MRI Applications ». *IEEE Trans. Appl. Supercond. Publ. IEEE Supercond. Comm.* **18**, p. 912-915. 2008.
PMID : 20390056 URL : <https://www.ncbi.nlm.nih.gov/pubmed/20390056> (cf. p. 18)
- [58] Tanvir BAIG, Zhen YAO, David DOLL, Michael TOMSIC et Michael MARTENS. « Conduction cooled magnet design for 1.5 T, 3.0 T and 7.0 T MRI systems ». *Supercond. Sci. Technol.* **27**, p. 125012. 2014.
(Cf. p. 18)
- [59] Abdullah Al AMIN, Tanvir BAIG, Robert J DEISSLER, Zhen YAO, Michael TOMSIC, David DOLL, Ozan AKKUS et Michael MARTENS. « A multiscale and multiphysics model of strain development in a 1.5 T MRI magnet designed with 36 filament composite MgB₂ superconducting wire ». *Superconductor Science and Technology* **29**, p. 055008, mai. 2016.
(Cf. p. 18)
- [60] M. MODICA, S. ANGIUS, L. BERTORA, D. DAMIANI, M. MARABOTTO, D. NARDELLI, M. PERRELLA, M. RAZETI et M. TASSISTO. « Design, Construction and Tests of MgB₂ Coils for the Development of a Cryogen Free Magnet ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **17**, p. 2196-2199, juin. 2007.
DOI : 10.1109/TASC.2007.898107 (cf. p. 18)
- [61] M. RAZETI, S. ANGIUS, L. BERTORA, D. DAMIANI, R. MARABOTTO, M. MODICA, D. NARDELLI, M. PERRELLA et M. TASSISTO. « Construction and Operation of Cryogen Free Magnets for Open MRI Systems ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **18**, p. 882-886, juin. 2008.
(Cf. p. 18)
- [62] Dmitry ABIN, Nikolay MINEEV, Maxim OSIPOV, Sergei POKROVSKII et Igor RUDNEV. « Cryo-Free Multisection Superconducting Magnet System With MgB₂ Coil ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **28**, p. 1-4, avr. 2018.
DOI : 10.1109/tasc.2018.2796545 (cf. p. 18, 19)

-
- [63] Yoon Hyuck CHOI, Yi LI, Dongkeun PARK, Jiho LEE, Philip C. MICHAEL, Juan BASCUNAN, John P. VOCCIO, Yuki IWASA et Hideki TANAKA. « A Tabletop Persistent-Mode, Liquid Helium-Free 1.5-T MgB₂ “Finger” MRI Magnet : Construction and Operation of a Prototype Magnet ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **29**, p. 1-5, août. 2019.
DOI : 10.1109/tasc.2019.2900057 (cf. p. 19)
- [64] Taito MATSUMOTO, Katsuyuki FUJITA, Yoshiki IWAMI, Yasuyuki SHIRAI, Masahiro SHIOTSU, Hiroaki KOBAYASHI, Yoshihiro NARUO, Satoshi NONAKA, Yoshihiro INATANI, Hideki TANAKA, Motomune KODAMA et Takaaki SUZUKI. « Excitation Test of Solenoid MgB₂ Coil Under External Magnetic Field Immersed in Liquid Hydrogen ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **29**, p. 1-5, août. 2019.
DOI : 10.1109/tasc.2019.2894898 (cf. p. 19)
- [65] Raphael PASQUET. « Contribution to the development of dry R & W MgB₂ superconducting magnets ». Theses. Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, jan. 2015. (Cf. p. 19, 25, 27, 40, 76)
- [66] R. PASQUET, A. BONELLI, C. BERRIAUD, F. P. JUSTER, H. PRZYBILSKI, B. REYNARD, T. SCHILD et L. SCOLA. « A New Test Facility to Characterize React and Wind MgB₂ Conductor ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **24**, p. 1-5, juin. 2014.
DOI : 10.1109/TASC.2013.2282833 (cf. p. 20, 25)
- [67] Christophe BERRIAUD, Julien AVRONSART, Clement HILAIRE, Francois-Paul JUSTER, Mario KAZAZI, Thibault LECREVISSE, Thierry SCHILD et Raphael PASQUET. « Analysis of the Experimental Quench Propagation on a 2-km MgB₂ Coil Up to 4 T ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **28**, p. 1-5, avr. 2018.
DOI : 10.1109/tasc.2018.2797215 (cf. p. 20)
- [68] J. W. EKIN. *Experimental techniques for low-temperature measurements : cryostat design, material properties, and superconductor critical-current testing*. Oxford New York : Oxford University Press, 2006. ISBN : 0198570546. (Cf. p. 21, 47, A, B)
- [69] L. BOTTURA. « A practical fit for the critical surface of NbTi ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **10**, p. 1054-1057, mar. 2000.
DOI : 10.1109/77.828413 (cf. p. 22)
- [70] P KOVÁČ, L KOPERA, T MELIŠEK, M RINDFLEISCH, W HAESSLER et I HUŠEK. « Behaviour of filamentary MgB₂wires subjected to tensile stress at 4.2 K ». *Superconductor Science and Technology* **26**, p. 105028, sept. 2013.
DOI : 10.1088/0953-2048/26/10/105028 (cf. p. 23)
- [71] Pavol KOVAC, Lubomir KOPERA, Tibor MELISEK, Gustavo SARMIENTO, Santiago Sanz CASTILLO, Silva BRISIGOTTI, Davide NARDELLI et Matteo TROPEANO. « Tensile and Bending Strain Tolerance of *Ex Situ* MgB₂/Ni/Cu Superconductor Tape ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **25**, p. 1-7, avr. 2015.
DOI : 10.1109/tasc.2014.2379723 (cf. p. 23)
- [72] T. SCHILD, G. AUBERT, F. BEAUDET, A. BOURQUARD, A. CHANCE, J. FLEITER, F. NUNIO, L. QUETTIER, L. SCOLA, M. SCHWEITZER et P. VEDRINE. « A Prototype for Assessing the Field Homogeneity of the Iseult MRI Magnet ». *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **19**, p. 2253-2256, juin. 2009.
DOI : 10.1109/TASC.2009.2019573 (cf. p. 25)
- [73] LNCMI. *Laboratoire National des Champs Magnétiques Intenses - Grenoble*, août. 2019.
URL : <http://lncmi-g.grenoble.cnrs.fr/spip.php?&lang=fr> (visité le 30/08/2019)
(cf. p. 27)
- [74] P KOVÁČ, I HUŠEK, T MELIŠEK, M KULICH et V ŠTRBÍK. « MgB₂ composite wires with Fe, Nb and Ta sheaths ». *Superconductor Science and Technology* **19**, p. 600-605. 2006.
DOI : 10.1088/0953-2048/19/6/031 (cf. p. 30)

-
- [75] H KITAGUCHI et H KUMAKURA. « Superconducting and Mechanical Performance and the Strain Effects of a Multifilamentary MgB₂ /Ni Tape ». *Superconductor Science and Technology* **18**, S284-S289, déc. 2005.
DOI : 10.1088/0953-2048/18/12/010 (cf. p. 31)
- [76] P. KOVAC et L. KOPERA. « Electromechanical Properties of Filamentary MgB₂ Wires ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **22**, p. 8400106-8400106, fév. 2012.
DOI : 10.1109/TASC.2011.2175925 (cf. p. 32)
- [77] Kazumune KATAGIRI, Ryuya TAKAYA, Koichi KASABA, Kyoji TACHIKAWA, Yutaka YAMADA, Satoshi SHIMURA, Naoki KOSHIZUKA et Kazuo WATANABE. « Stress-strain effects on powder-in-tube MgB₂ tapes and wires ». *Superconductor Science and Technology* **18**, S351-S355. 2005.
DOI : 10.1088/0953-2048/18/12/021 (cf. p. 32)
- [78] P KOVÁČ, T MELIŠEK, M DHALLÉ, A den OUDEN et I HUŠEK. « Critical Currents of MgB₂ Wires Prepared *in-Situ* and *Ex-Situ* Subjected to Axial Stress ». *Superconductor Science and Technology* **18**, p. 1374-1379, oct. 2005.
DOI : 10.1088/0953-2048/18/10/022 (cf. p. 32, 33)
- [79] Y. YANG, G. LI, M. SUSNER, M.D. SUMPTION, M. RINDFLEISCH, M. TOMSIC et E.W. COLLINGS. « Influence of twisting and bending on the J_c and n -value of multifilamentary MgB₂ strands ». *Physica C : Superconductivity and its Applications* **519**, p. 118-123. 2015.
(Cf. p. 32, 33)
- [80] P KOVÁČ, L KOPERA, T MELIŠEK, M KULICH, I HUŠEK, H LIN, C YAO, X ZHANG et Y MA. « Electromechanical properties of iron and silver sheathed Sr_{0.6}K_{0.4}Fe₂As₂ tapes ». *Superconductor Science and Technology* **28**, p. 035007. 2015.
(Cf. p. 32, 33)
- [81] TEMPERATURE DEPENDENT ELASTIC & THERMAL PROPERTIES DATABASE. data retrieved from MPDB software, available online : <https://www.jahm.com/>. 2014 (cf. p. 32)
- [82] Pavol KOVÁČ. « Effect of Mechanical Load on J_c of MgB₂ Wires ». In : *World Scientific Series in Applications of Superconductivity and Related Phenomena*. World Scientific, 2016. P. 439-454. (Cf. p. 33)
- [83] G NISHIJIMA, S J YE, A MATSUMOTO, K TOGANO, H KUMAKURA, H KITAGUCHI et H OGURO. « Mechanical properties of MgB₂ superconducting wires fabricated by internal Mg diffusion process ». *Superconductor Science and Technology* **25**, p. 054012. 2012.
(Cf. p. 33)
- [84] CAST3M. « Code de calcul pour l'analyse de structures par E.F ». 2019.
URL : <http://www-cast3m.cea.fr/index.php?xml=presentation> (visité le 02/09/2019)
(cf. p. 47)
- [85] SALOME. « The Open Source Integration Platform for Numerical Simulation ». 2019.
URL : <https://www.salome-platform.org/> (visité le 30/08/2019) (cf. p. 47)
- [86] IMAGEJ. *Image Processing an Analysis in Java*, août. 2019.
URL : <https://imagej.net/Welcome> (visité le 30/08/2019) (cf. p. 52)
- [87] GIMP. *GNU Image Manipulation Program*, août. 2019.
URL : <https://www.gimp.org/> (visité le 30/08/2019) (cf. p. 52)
- [88] WILDE. *Composite materials : design and analysis : proceedings of the second International Conference on Computer Aided Design in Composite Material Technology*. Southampton Boston Berlin New York : Computational Mechanics Publications Co-published with Springer-Verlag, 1990. ISBN : 1-85312-063-4. (Cf. p. 52)
- [89] KEFF. *Procédure Cast3M*, août. 2019.
URL : <http://www-cast3m.cea.fr/index.php?page=procedures&procedure=%40keff>
(visité le 30/08/2019) (cf. p. 52)

-
- [90] CLPD. *Procédure Cast3M*, août. 2019.
URL : <http://www-cast3m.cea.fr/index.php?page=procedures&procedure=%40clpd>
(visité le 30/08/2019) (cf. p. 52)
- [91] Michel BORNERT, T. BRETHERAU et P. GILORMINI. *Homogénéisation en mécanique des matériaux, Tome 1 : Matériaux aléatoires élastiques et milieux périodiques*. Hermes science, 2001. 250 pages URL : <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00112720>. (Cf. p. 52, 53)
- [92] H. BERGER, S. KURUKURI, S. KARI, U. GABBERT, R. RODRIGUEZ-RAMOS, J. BRAVO-CASTILLERO et R. GUINOVART-DIAZ. « Numerical and Analytical Approaches for Calculating the Effective Thermo-Mechanical Properties of Three-Phase Composites ». *Journal of Thermal Stresses* **30**, p. 801-817. 2007.
DOI : 10.1080/01495730701415665 (cf. p. 52, 53)
- [93] F RONDEAUX, F KIRCHER, B LEVESY, M REYTIER et J.S SAFRANY. « Influence of the surface treatment of the CMS conductor on its adhesion properties at 300 K and 4.2 K ». *Physica C : Superconductivity* **354**, p. 458-462, mai. 2001.
DOI : 10.1016/s0921-4534(01)00143-5 (cf. p. 81)
- [94] P. FABBRICATORE, D. CAMPI, C. D'URZO, S. FARINON, A. GADDI, M. GRECO, A. HERVE, B. LEVESY, L. LOCHE, R. MUSENICH, R. PENCO et F. RONDEAUX. « The Manufacture of Modules for CMS Coil ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **16**, p. 512-516, juin. 2006.
DOI : 10.1109/tasc.2005.869550 (cf. p. 81)
- [95] Tiina SALMI et Daniel SCHOERLING. « Energy Density Method : An Approach for a Quick Estimation of Quench Temperatures in High-Field Accelerator Magnets ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **29**, p. 1-16, juin. 2019.
DOI : 10.1109/TASC.2018.2880340 (cf. p. 92)
- [96] P. ECKELS, R. STEWART et V. ARP. « CryoComp program ». *Eckels Engineering Inc.* 1993.
URL : <http://www.eckelsengineering.com/> (visité le 30/08/2019) (cf. p. A, B)
- [97] Michinaka SUGANO, Amalia BALLARINO, Barbora BARTOVA, Roger BJOERSTAD, Alexandre GERARDIN et Christian SCHEUERLEIN. « Evaluation of Young's modulus of MgB₂filaments in composite wires for the superconducting links for the high-luminosity LHC upgrade ». *Superconductor Science and Technology* **29**, p. 025009, déc. 2015.
DOI : 10.1088/0953-2048/29/2/025009 (cf. p. B)
- [98] Abdullah Al AMIN, Laith SABRI, Charles POOLE, Tanvir BAIG, Robert J. DEISSLER, Matthew RINDFLEISCH, David DOLL, Michael TOMSIC, Ozan AKKUS et Michael MARTENS. « Computational homogenization of the elastic and thermal properties of superconducting composite MgB₂ wire ». *Composite Structures* **188**, p. 313-329, mar. 2018.
DOI : 10.1016/j.compstruct.2017.12.060 (cf. p. B)
- [99] A NABIALEK, B KUNDYS, Yu BUKHANTSEV, S VASILIEV, A Wi NIEWSKI, J JUN, S M KAZAKOV, J Karpi SKI et H SZYMCZAK. « The correlation between the transverse and longitudinal magnetostriction in a polycrystalline MgB₂superconductor ». *Superconductor Science and Technology* **16**, p. 707-713, avr. 2003.
DOI : 10.1088/0953-2048/16/6/309 (cf. p. B)
- [100] J. J. NEUMEIER, T. TOMITA, M. DEBESSAI, J. S. SCHILLING, P. W. BARNES, D. G. HINKS et J. D. JORGENSEN. « Negative thermal expansion of MgB₂in the superconducting state and anomalous behavior of the bulk Grüneisen function ». *Physical Review B* **72**, déc. 2005.
DOI : 10.1103/physrevb.72.220505 (cf. p. B)
- [101] Thomas FLYNN. *Cryogenic engineering*. New York : Marcel Dekker, 2005. ISBN : 0824753674. (Cf. p. B)

-
- [102] Gilles LENOIR et Veronique AUBIN. « Mechanical Characterization and Modeling of a Powder-In-Tube MgB₂ Strand ». *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **27**, p. 1-5, juin. 2017.
DOI : 10.1109/tasc.2016.2629481 (cf. p. B)
- [103] Bertrand BAUDOUY, Gérard DEFRESNE, Patxi DUTHIL et Jean-Pierre THERMEAU. « Propriétés Des Matériaux à Basse Température ». *Tech. Ing. Froid Cryogénie Appl. Ind. Périphériques* **base documentaire : TIB596DUO**. 2014.
URL : <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/froid-cryogenie-applications-industrielles-et-peripheriques-42596210/proprietes-des-materiaux-a-basse-temperature-be9811/> (cf. p. B)
- [104] Susheel KALIA. *Polymers at cryogenic temperatures*. Berlin New York : Springer, 2013. ISBN : 978-3-642-35334-5. (Cf. p. B)
- [105] P.J. RAE et E.N. BROWN. « The properties of poly(tetrafluoroethylene) (PTFE) in tension ». *Polymer* **46**, p. 8128-8140, sept. 2005.
DOI : 10.1016/j.polymer.2005.06.120 (cf. p. B)
- [106] M. B. KASEN, G. R. MACDONALD, D. H. BEEKMAN et R. E. SCHRAMM. « Mechanical, Electrical, and Thermal Characterization of G-10Cr and G-11Cr Glass-Cloth/Epoxy Laminates Between Room Temperature and 4 K ». In : *Advances in Cryogenic Engineering Materials*. Springer US, 1980. P. 235-244. DOI : 10.1007/978-1-4613-9859-2_24. (Cf. p. B)
- [107] Athanasios P. ILIOPOULOS, John C. STEUBEN et John G. MICHPOULOS. « Determination of anisotropic mechanical properties of G-10 composite via Direct Strain Imaging ». *Polymer Testing* **50**, p. 64-72, avr. 2016.
DOI : 10.1016/j.polymertesting.2015.12.002 (cf. p. B)

Liste des acronymes

ADI	Amenée De Courant. 3, 25–27, 29
AIMI	Advanced Internal Magnesium Infiltration. 3, 14
BEST PATHS	BEyond State-of-the-art Technologies for re-Powering AC corridors and multi-Terminal HVDC Systems. ix, 3, 17
CEA	Commissariat à l'Énergie Atomique et aux énergies alternatives. 2, 3, 19, 21, 22, 25, 36, 38, 39, 41, 43, 45, 52, 60, 72, 87
CERN	Conseil Européen pour la Recherche Nucléaire. 3, 15, 17, 61
CHPD	Cold High Pressure Densification. 3, 16
CTFF	Continuous Tube Forming/Filling. 3, 14
FEM	Finite Element Method ou méthode par éléments finis. 3, 91
HTS	High Temperature Superconductor. 3, 6, 8, 12
IMD	Internal Magnesium Diffusion ou Magnésium interne. 1, 3, 12–15
IRM	Imagerie par Résonance Magnétique. 1, 3, 5, 10, 12, 17–19, 23, 39, 99
LNCMI	Laboratoire National des Champs Magnétiques Intenses. 2, 3, 21, 27, 38–41, 43, 45, 99
LTS	Low Temperature Superconductor. 3, 6, 8, 10–12, 29
MIIT	Mega \times I \times I \times Temps [A^2 s]. 3, 92, 93, 97
MIT	Massachusetts Institute of Technology. 3, 18
OFHC	Oxygen-Free High thermal Conductivity. 3, 72
PIST	Powder In Sealed Tube ou poudre en tube scellé. 3, 15
PIT	Powder In Tube ou poudre en tube. ix, 1, 3, 12–14, 23, 32, 33
R&W	React and Wind. 3, 12, 20, 23, 26, 38, 67
RMN	Résonance Magnétique Nucléaire. 3
RRR	Residual Resistivity Ratio. 3, 11, 60, 61, 72, A

VAMAS	Versailles Project on Advanced Materials and Standards. 3
VER	Volume Élémentaire Représentatif. 3, 52–54
W&R	Wind and React. 3, 12, 18–20, 38

Glossaire

- B Champ magnétique [T]. 3, 22
- B_c Champ critique. 3, 6
- B_{c1} Champ critique inférieur. 3, 7
- B_{c2} Champ critique supérieur. 3, 6, 7, 15, 16, 22, 23
- B_{irr} Champ critique irréversible. 3, 15, 16
- B_p Champ propre. 3, 34
- c_p Capacité thermique. 3, 35, A
- D_c Diamètre du touret de cintrage. 3, 31
- ε Déformation due à la contrainte de cintrage. 3, 31
- E_c Critère de détection du champ électrique (entre 1 et 0,1 $\mu\text{V}/\text{cm}$). 3, 21, 22, 29
- ε_c Déformation critique due à la contrainte de cintrage. 3, 32, 40
- ε_{irr} Déformation irréversible. 3, 32, 33
- h_f Hauteur de l'aire comprenant les filaments supraconducteurs MgB_2 . 3
- h_t Épaisseur/diamètre du conducteur. 3, 31, 34, 40
- I_c Courant critique. 3, 21, 22, 29, 32–34, 87, 91
- I_{c0} Courant critique normalisé des échantillons droits. 3, 31, 32
- I_{cc} Courant critique normalisé des échantillons cintrés. 3, 31
- I_{cn} Courant critique normalisé. 3, 31, 32
- I_m Courant mesuré. 3, 21, 92
- J_c Densité de courant critique. 3, 6, 8, 13–16, 20, 22, 29, 30, 33–39, 41
- J_e Densité de courant critique ingénieur. x, 3, 8, 14, 31, 34, 35, 37, 41–43, 49, 50
- k Conductivité thermique [$\text{W}/(\text{m K})$]. 3, 62, 63, A
- ℓ Longueur considérée entre deux prises de potentiel. 3, 21, 22
- μ_0 Perméabilité magnétique du vide ($4\pi \times 10^{-7} \text{Vs}/(\text{Am})$). 3, 34

n	Index n. 3, 21, 38
ρ	Résistivité du matériau [$\Omega \text{ m}$]. 3, 60, A
R	Résistance. 3, 22
σ_{irr}	Contrainte irréversible. 3, 32
T	Température [K]. 3, 22
T_c	Température critique. 3, 6, 11, 15, 22, 23, 27, 37, 39, 43, 87, 95
T_{c0}	Température critique utilisée par le fit Bottura T_c pour $B = 0$. 3, 37
v_ℓ	Vitesse de propagation longitudinale ou azimutale (propagation de spires en spires dans le sens du conducteur). 3, 94–96
v_r	Vitesse de propagation radiale (propagation de couche en couche dans le sens du rayon du solénoïde. 3, 94–96
v_z	Vitesse de propagation axiale (propagation de tours à tours dans l'axe du solénoïde. 3, 94

Titre : Conception d'un aimant supraconducteur MgB_2 à hauts champs

Mots clés : aimant supraconducteur, MgB_2 , refroidissement par conduction solide, hauts champs magnétiques, React and Wind, jonctions

Résumé : La raréfaction de l'hélium utilisé pour le refroidissement des aimants supraconducteurs pousse les fabricants d'aimants supraconducteurs à se tourner vers d'autres types de supraconducteurs performants qui peuvent être employés et refroidis par conduction solide; C'est le cas du MgB_2 . Découvert en 2001, sa température critique (39 K), sa production en série sous différentes formes (rubans, câbles, films etc..) sur de grandes longueurs permettent d'envisager une utilisation à un prix compétitif dans les aimants en remplacement des supraconducteurs basses températures historiques que sont le NbTi et le Nb_3Sn . Cependant, les conducteurs en MgB_2 doivent encore être améliorés notamment leur tenue mécanique par rapport aux conducteurs en NbTi et leurs performances réelles à hauts champs doivent encore être démontrées dans les applications concrètes. Cette thèse a pour but le dimensionnement et la fabrication d'un prototype d'aimant MgB_2 refroidi par conduction solide générant un champ au

centre de 2 T dans un champ de fond de 3 T. Trois longueurs de conducteur ont du être soudées par deux jonctions résistives au centre du bobinage complexifiant la fabrication du prototype. La thèse s'articule autour de trois axes structurant. Tout d'abord, des caractérisations des performances supraconductrices et mécaniques de différents conducteurs en MgB_2 permettent de sélectionner le conducteur utilisé pour le bobinage du prototype. Ensuite, le dimensionnement du prototype est présenté : calculs mécaniques, thermiques, magnétiques et thermalisation de l'aimant sans oublier la protection. Après la phase de dimensionnement, les étapes nécessaires à la fabrication du prototype (bobinage, imprégnation, mise en place de l'instrumentation et des systèmes de thermalisations) sont détaillées. Afin de valider les étapes précédentes et les performances du prototype, la thèse se termine par une présentation et une analyse des résultats des tests effectués sur le prototype.

Title : Design of a MgB_2 high-field superconducting magnet

Keywords : superconducting magnet, MgB_2 , dry magnet, high field, React and Wind, junctions

Abstract : Helium shortage is an issue for superconducting magnets and drives superconducting magnet designer to find other types of effective superconductors that could be used in conduction-cooled magnets. MgB_2 is a promising superconducting material and could fill the demand. MgB_2 was discovered in 2001, its critical temperature (39 K) as well as its mass production of a variety of shapes (ribbons, films, cables, wires...) over long length makes a competitive substitute to historical low temperature superconductors such as NbTi and Nb_3Sn in magnets. Although promising, MgB_2 conductors still need mechanical improvement compared to NbTi's and their performance in practical applications has yet to be demonstrated especially for low bending radius magnets. This thesis aims to design and build a MgB_2 conduction-cooled

prototype generating a 2 T on the axis on its own in a 3 T background field. Three lengths of conductors were fused by two resistive junctions at the very heart of the winding challenging the design and the fabrication because of the thermal issues. The thesis focuses on three main topics. First, superconducting and mechanical performances of several MgB_2 conductors candidates for the prototype are analyzed and discussed. The design calculation (magnetic, mechanical, thermalization of the prototype and protection) and all the fabrication process (winding, instrumentation, thermal apparatus and impregnation) are presented. In order to validate the fabrication steps and the performances of the prototype, the prototype is tested and the results discussed in the last chapter.

