



Evaluation des Pertes dans une Machine Supraconductrice à Modulation de Flux

Alexandre Colle, Sabrina Ayat, T. Lubin, Olivier Gosselin, Jean Lévêque

► To cite this version:

Alexandre Colle, Sabrina Ayat, T. Lubin, Olivier Gosselin, Jean Lévêque. Evaluation des Pertes dans une Machine Supraconductrice à Modulation de Flux. Symposium de Génie Electrique - SGE 2018, Jul 2018, Nancy, France. hal-01910634

HAL Id: hal-01910634

<https://hal.science/hal-01910634>

Submitted on 1 Nov 2018

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.

Evaluation des Pertes dans une Machine Supraconductrice à Modulation de Flux

A. Colle^{1,2}, S. Ayat², T. Lubin¹, O. Gosselin², J. Leveque¹

¹GREEN, Université de Lorraine, 54506 Vandœuvre-lès-Nancy, France

²SAFRAN, 78114 Magny-les-Hameaux, France

RESUME—La transition vers des architectures d'avions à propulsion hybride-électrique, requiert des gammes de puissance supérieure au MW pour les machines électriques. Ces machines doivent présenter une densité de puissance importante. Une machine supraconductrice à modulation de flux est donc étudiée pour répondre à ce besoin. C'est une structure de machine électrique particulière dont seule la partie inductrice est composée de matériaux supraconducteur à haute température critique (HTC). La première étape de cette transition porte sur la création d'un prototype de 50kW tournant à 5000tr/min. L'optimisation électromagnétique de cette machine a été réalisée. Cet article se concentre sur l'étude théorique des pertes propre à cette machine et donne une première réponse sur la répartition des pertes électriques et thermique.

Mots-clés — Machine à Flux Axial, Supraconducteur à Haute Température Critique, Moteur Supraconducteur, Machine Synchrone, Pertes.

1. INTRODUCTION

Une partie de l'ingénierie se préoccupe des futurs moyens de transport, avec un axe de recherche clair qui est de rendre les systèmes plus écologiques. Le transport aérien n'y échappe pas, c'est pourquoi différents projets et prototypes ont vu le jour, comme SOLAR IMPULSE ou l'E-FAN d'Airbus. Les préoccupations environnementales mais aussi la réduction du bruit dans les aéroports [1] introduisent les machines électriques comme étant une solution. Pour pouvoir supplanter les technologies actuelles, les constructeurs aéronautiques travaillent sur l'augmentation de la puissance massique de ces machines électriques. Ainsi, une étude est conduite sur l'intérêt d'utiliser des supraconducteurs HTC pour les actionneurs embarqués. On trouve dans la littérature diverses machines électriques supraconductrices destinées à l'aéronautique [2].

Dans ce papier, les principales pertes de la machine sont décrites et estimées avec des calculs théoriques (analytiques et numériques). La construction d'un prototype viendra valider ces résultats par la suite.

La topologie de la machine étudiée est décrite sur la Fig. 1. Elle est constituée d'un solénoïde réalisé avec des fils HTC qui génère un champ magnétique axial. La modulation de ce champ magnétique se fait par l'ajout de pastilles supraconductrices fai-

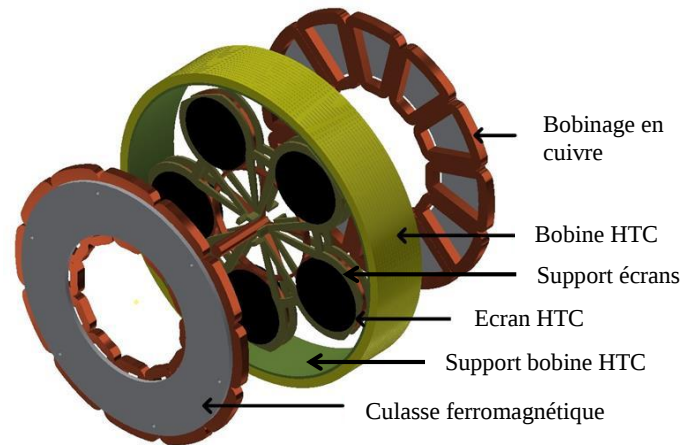


Fig. 1. Vue des éléments actifs de la machine électrique

sant office d'écrans magnétiques. L'induit, quant à lui, est composé d'une culasse ferromagnétique sur laquelle est placée un système de bobinage triphasé en cuivre. La rotation des écrans fait varier le champ magnétique et induit, par la loi de Lenz, une force électromotrice dans le bobinage. Le dimensionnement d'une telle machine conduit à une structure axiale sans système d'alimentation tournant (type bague/balais). La maintenance et les problèmes de sécurité, apportés par un système bague/balais tournant, sont donc évités.

2. TOPOLOGIE DE L'INDUCTEUR

La machine supraconductrice à modulation de flux est classée parmi les machines partiellement supraconductrices. Contrairement aux machines totalement supraconductrices, où toutes les parties actives sont conçues avec des matériaux supraconducteurs, ici seul l'inducteur est réalisé avec ces matériaux. La température d'utilisation des parties supraconductrices est fixée à 30K.

Pour cette topologie (Fig. 1), on appelle l'inducteur les 2 parties suivantes :

- La bobine HTC est conçue avec des fils supraconducteurs HTC de première génération (BSSCO).

- Plusieurs pastilles supraconductrices sont utilisées pour moduler le flux magnétique crée par la bobine HTC. On utilise le comportement diamagnétique des pastilles quand elles sont refroidies hors champ. Une fois plongées dans un champ magnétique, les écrans dévient les lignes de champ. Le matériau utilisé pour ces pastilles est l'YBCO qui possède de très bonne caractéristiques d'écrantage.

Le champ magnétique est dévié par les pastilles supraconductrices, on trouve donc :

- Une zone entre 2 pastilles où le champ magnétique est concentré et fort.
- Une zone derrière la pastille où le champ magnétique est faible.

3. METHODE DE CALCUL DES PERTES

Les dimensions du prototype de 50kW ont été préalablement fixées par une optimisation visant à minimiser le poids et sont rappelées dans le Tableau 1. Dans ce papier, les principales pertes de la machine supraconductrice seront évoquées et estimées de manière théorique. Lors des essais du prototype, ces pertes seront mesurées et comparées aux valeurs calculées.

Tableau 1. Dimensions du prototype de la machine supraconductrice

Nom	Référence utilisée	Valeur	Unité
Inducteur			
Nombre de pair de pôle	p	5	
Rayon intérieur bobine HTC	R ₂	169	mm
Epaisseur bobine HTC		11	mm
Longueur bobine HTC		70	mm
Diamètre des écrans HTC		80	mm
Rayon moyen des écrans HTS		105	mm
Induit			
Nombre de tour des bobines	N	11	
Section des bobines	Nx(dW)	13x10	mm ²
Longueur active des bobines	l _a	61	mm

3.1. Pertes Joules dans l'induit

L'induit n'étant pas réalisé avec des matériaux supraconducteurs, cette partie est donc soumise à des pertes Joules.

$$P_J = 24 \times \rho \frac{l}{dW} I^2 \quad (1)$$

Où d est la largeur du fil, W est l'épaisseur du fil, ρ la résistivité du cuivre, l la longueur de la bobine et I le courant efficace parcourant la bobine. Le coefficient dans (1) correspond aux nombres de bobines pour un bobinage 12/10 avec double stator. En utilisant l'expression (1) et les données dans le Tableau 1, on estime à 1,35kW de pertes Joules avec des bobines en cuivre. Il n'y pas de dent ferromagnétique, le bobinage de l'induit est plongé dans l'air, donc la variation du champ magnétique sur ce fil va créer des pertes. De plus comme le bobinage est dans l'air, un fil rectangulaire est choisi qui permet d'obtenir un coefficient de remplissage supérieur à 70% [3]. Les pertes par courant de Foucault ont été estimées avec une formule analytique prenant en compte la forme et de l'orientation du champ magnétique sur chaque filament [4][5].

$$P_{cf} = \frac{(\pi f)^2 d W^3}{6 \rho s} \sum_{k=1}^s \sum_{j=1}^l n_j \sum_{i=1}^m i^2 (B_{zijk}^2 + B_{tijk}^2) \quad (2)$$

Où f est la fréquence de rotation du rotor, s est le nombre de secteur pour prendre en compte l'effet 3D, n_j est le nombre de conducteur sur la lième couche, B_z et B_t sont respectivement le champ normal et le champ tangentiel sur le fil. La fréquence de rotation du moteur est fixée à 400Hz, les pertes par courant de Foucault utilisant la formule (2) deviennent inférieures au kW en utilisant seize fils en parallèle de rayon 0,5mm. L'utilisation de fil de Litz rectangulaire s'avère nécessaire pour les applications où le bobinage est placé dans l'air. En utilisant ce type de fil, les pertes par courant de Foucault sont négligées.

3.2. Pertes AC dans la pastille et dans le fil

Les pastilles supraconductrices tournent à la vitesse du synchronisme, ici 5000tr/min. Le bobinage de l'induit crée des harmoniques de champ ne tournant pas à la même vitesse, ils vont donc induire des pertes AC dans les pastilles supraconductrices. Ces pertes sont calculées via le logiciel d'élément finis COMSOL Multiphysics. En utilisant l'interface PDE du logiciel d'élément finis, un modèle 2D axis-symétrique est développé pour prendre en compte la forme ronde de la pastille supraconductrice. On peut simuler le comportement d'une pastille supraconductrice soumis à un champ magnétique axial en utilisant son modèle en puissance, comme énoncé dans [6], où le système de coordonnées est différent. La densité de courant et le champ électrique présentent une seule composante suivant l'axe ortho-radiale θ et varient suivant la direction radiale r et axial z .

$$\vec{J} = J_\theta(r, z) \cdot \vec{e}_\theta \quad (3)$$

$$\vec{E} = E_\theta(r, z) \cdot \vec{e}_\theta \quad (4)$$

Le champ magnétique possède deux composantes, radial et axial.

$$\vec{B} = B_r(r, z) \cdot \vec{e}_r + B_\theta(r, z) \cdot \vec{e}_\theta \quad (5)$$

Le problème est défini par le théorème de Faraday et le théorème d'Ampères en faisant l'hypothèse magnétostatique ainsi que la loi en puissance pour définir la résistivité des matériaux supraconducteur.

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dB_x}{dt} - \frac{dE_\theta}{dz} = 0 \\ \frac{dB_x}{dt} + \frac{dE_\theta}{dr} - \frac{E_\theta}{r} = 0 \\ J_\theta = \frac{1}{\mu_0} \left(\frac{dB_r}{dz} - \frac{dB_z}{dr} \right) \\ E_\theta = \rho(|J_\theta|) J_\theta = \left(\frac{E_c}{J_c} \left(\frac{|J_\theta|}{J_c} \right)^{n-1} \right) J_\theta \end{array} \right. \quad (6)$$

Où E_c correspond au champ électrique critique, J_c est la densité de courant critique et μ_0 la perméabilité du vide.

Pour estimer les pertes de la pastille HTC, il faut prendre en compte le champ magnétique DC crée par la bobine HTC, mais surtout le champ magnétique AC. Quand la machine tourne, les pastilles subissent un champ magnétique variable dû aux bobines concentrique de l'induit. Il y a donc un courant d'écrantage AC qui se superpose au courant DC dans la pastille. On ne peut sommer les pertes de chaque harmonique parce que le problème est non-linéaire. On va donc approcher le champ magné-

tique AC par une sinusoïde, dont la valeur maximale correspond aux harmoniques perturbateurs. Il reste à fixer la fréquence de cette sinusoïde car chaque harmonique a une fréquence différente. On choisit naturellement l'harmonique dont l'amplitude est la plus importante, ici le rang $n = 7$ qui correspond à une fréquence de :

$$f_{n=7} = f|7 - \text{sign}(7)| \approx 500\text{Hz} \quad (7)$$

Où f est la fréquence de l'onde fondamentale et $\text{sign}(7)$ une fonction qui vaut soit +1 ou -1 suivant le sens de rotation de l'harmonique par rapport à l'onde fondamentale.

Sur la Fig. 2 est présenté un exemple de champ appliqué sur la pastille HTC. La première phase de montée correspond l'établissement du courant DC dans la bobine HTC puis les oscillations sinusoïdales sont équivalentes au champ harmonique vu par la pastille. Les pertes instantanées dans les pastilles supraconductrices sont calculées en intégrant sur toute la surface de l'écran :

$$p_{AC \text{ pastilles}} = 2\pi p \iint_S E_\theta(r, z) J_\theta(r, z) r dr dz \quad (8)$$

La valeur moyenne de ces pertes instantanées est inférieure à 2W.

Des analyses initiales ont montré que les pertes AC sont négligeables dans le fil HTC. En effet, le cryostat contenant la bobine supraconductrice est situé loin des sources de champ magnétique alternatif. De plus, on suppose que le comportement conducteur du cryostat de la bobine HTC filtre la pollution restante.

3.3. Pertes thermiques cryogénique

En faisant l'hypothèse d'un fonctionnement en ultravide, les pertes par convection moléculaire sont négligées. Au sein des pertes thermiques sont regroupées l'ensemble des pertes par conduction et par radiation. Les pertes par conduction et par radiation seront estimées via des formules analytiques et comparées à un modèle à élément finis sur COMSOL Multiphysics.

3.3.1. Pertes par conduction

Pour la structure de la machine supraconductrice à modulation de flux, les principales pertes par conduction sont présentes :

- Dans les amenées de fort courant qui alimentent la bobine supraconductrice
- Dans le support de la bobine supraconductrice entre le fil qui est à 30K et le cryostat à la température extérieure (300K)
- Dans le support des écrans entre les pastilles à 30K et le cryostat à la température extérieure

Concernant les amenées de fort courant (ici 2x230A), on retrouve dans la littérature des formules empiriques pour estimer ces pertes. Il s'agit de trouver un compromis au niveau de la surface du conducteur entre les pertes thermiques par conduction et les pertes Joules. La somme des pertes dans les amenées de courant sont données par :

$$P_{amenées} = 2 \times \left(\rho_{moy} \frac{l}{S} I^2 + \frac{S}{l} \int_{tb}^{th} \lambda(T) dT \right) \quad (9)$$

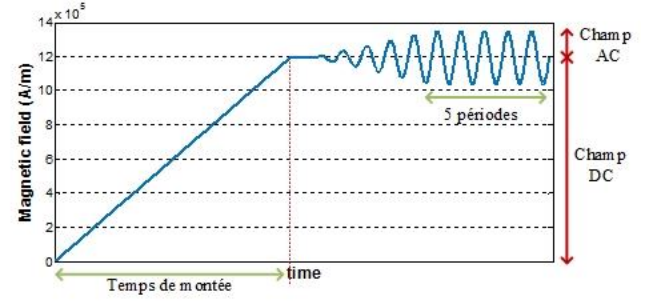


Fig. 2. Champ magnétique appliqué à la pastille supraconductrice

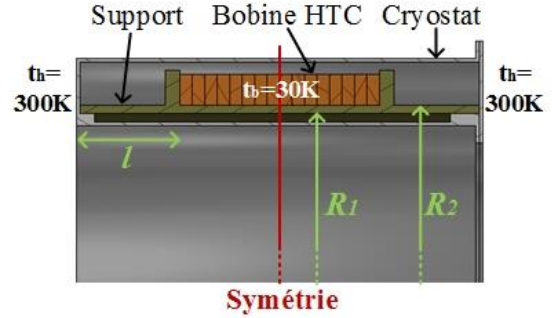


Fig. 3. Vue du problème thermique de la bobine HTC et son support en G-10

Où ρ_{moy} est la résistivité moyenne entre la température basse tb et la température haute th , l et S sont respectivement la longueur et la surface de l'amenée et $\lambda(T)$ représente la conductivité thermique du cuivre en fonction de la température. En développant l'expression (9), les pertes dues aux amenées de courant en cuivre pour la bobine HTC sont simplifiées pour une paire d'amenée de courant suivant la formule [7] :

$$P_{amenées} / I \approx 80 \text{ mW/A} \quad (10)$$

Dans notre application, le courant alimentant la bobine supraconductrice est de 230A. Suivant la formule (9), les pertes par conduction (thermiques + Joules) sont de 18,4W.

Sur la Fig. 3 est montré le support en contact avec le cryostat, on en déduit que le flux thermique s'établit dans la direction axiale. Le problème est considéré symétrique, les pertes seront donc multipliées par deux. Les pertes par conduction dans le support de la bobine supraconductrice sont estimées en utilisant la loi de Fourier en 1D axial.

$$P_{support \text{ bobine}} = 2 \times \left(\frac{\pi(R_2^2 - R_1^2)}{l} \int_{tb}^{th} \lambda(T) dT \right) \quad (11)$$

Où R_2 et R_1 sont respectivement le rayon extérieur et intérieur du support, l sa longueur et $\lambda(T)$ est la conductivité thermique du support en G-10 dont l'intégrale vaut 150 entre 300K et 30K. Avec les données de la machine et l'expression (11), les pertes dans le support valent 11,6W. Cette méthode néglige la résistance thermique de contact bobine/support et support/cryostat. Avec un modèle numérique, ce contact est modélisé par de la graisse thermique dont la conductivité est prise à 0,2 W/(m.K). Le résultat de simulation estime les pertes par conduction avec contact à 5,7W.

Enfin les pertes par conduction dans le support des pastilles supraconductrices, voir Fig. 1, sont calculées avec loi de Fourier en 1D radial.

$$P_{support\ écran} = \frac{2p\theta e}{\ln\left(\frac{R_4}{R_3}\right)} \int_{t_b}^{t_h} \lambda(T) dT \quad (12)$$

Où p est la polarité de la machine, R_4 et R_3 sont respectivement le rayon extérieur et intérieur du support, e son épaisseur, θ l'ouverture angulaire d'un bras du support et $\lambda(T)$ est la conductivité thermique du support en G-10 dont l'intégrale vaut 150 entre 300K et 30K. L'expression (12) donne 0,3W de pertes, ce résultat est confirmé par un modèle numérique.

3.3.2. Pertes par radiation

Le rayonnement thermique entre deux surfaces de températures différentes produit des pertes. Dans notre cas, il s'agit de la différence de température entre l'air ambiant et la partie cryogénique. Il intervient pour :

- Le cryostat fixe à 300K et la bobine HTC à 30K.
- Le cryostat tournant à 300K et le rotor (écrans et support des écrans) à 30K

Pour estimer ces pertes, une formule analytique pour deux surface plane en vis-à-vis est utilisée [8].

$$P_{rayonnement} = \frac{\sigma S(t_h^4 - t_b^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \quad (13)$$

Où σ est la constante de Boltzmann, S est la surface en vis-à-vis, t_h et t_b sont respectivement la température ambiante et la température cryogénique, ε_1 et ε_2 sont l'émissivité des deux surfaces. Il existe plusieurs façons de diminuer les pertes par radiation soit :

- Diminuer la surface en vis-à-vis des cryostats mais comme la géométrie est fixée on ne peut intervenir dessus
- Réduire l'émissivité des matériaux utilisés

La deuxième façon est un facteur essentiel pour réduire ces pertes. On pourrait utiliser plusieurs couches de MLI (Multi Layer Insulation), qui sont des feuilles d'aluminium, a intercalé entre le cryostat et les pastilles supraconductrices. Mais dans notre cas, les surfaces rayonnantes sont assez faible, on utilise donc une seule feuille d'aluminium sur les parois, dont l'émissivité à 300K vaut $\varepsilon_1 = 0,06$. Les émissivités des pastilles supraconductrices et du support en G-10 sont proches du corps noir, on prend donc $\varepsilon_2 = 1$. De par la forme des cryostats, l'hypothèse consistant à prendre uniquement les surfaces les plus importantes est acceptable. En considérant l'expression (13) on calcul 4,4W pour le cryostat tournant et 1,6W pour le cryostat fixe. En utilisant cette formule, on considère les parties cryogéniques rotorique comme étant un disque plein. En réalité, voir Fig. 1, cette surface d'échange est plus faible, donc l'expression (13) maximise les pertes par rayonnement. Un modèle numérique est développé pour estimer plus précisément ces pertes, elles sont ré-estimés à 3,6W. Les expressions analytiques sont précises malgré leur hypothèse.

3.3.3. Bilan des pertes

Au final, l'ensembles de ces pertes froides sont résumés dans le Tableau 3. Ces pertes correspondent aux parties refroidis aux température cryogénique, ici 30K, il faut donc obtenir le rendement du système de refroidissement à cette température et ainsi trouver la puissance électrique nécessaire associés aux

perles. On peut utiliser une courbe de tendance trouvée dans la littérature, pour estimer la puissance électrique du cryocooler. Pour extraire ces pertes à 30K, on trouve dans [9] une puissance d'entrée de 6,4kW. On constate que les pertes thermiques sont plus de quatre fois plus importantes que les pertes chaudes. Le rendement de l'ensemble système de refroidissement et machine supraconductrice est de 84,5%. De plus, en utilisant le rendement électrique/thermique on peut tracer le diagramme, voir Fig. 4, de répartition des pertes de la machine supraconductrice.

Tableau 3. Bilan des pertes thermiques

Type	Pertes cryogénique (W)
Conduction	
Amené de courant (300K->30K)	18,4
Support de la bobine HTC	5,7
Support des écrans	0,3
Pertes AC dans les pastilles	2
Radiation	
Cryostat tournant	3,6
Cryostat fixe	1,6
Pertes Totales	31,6

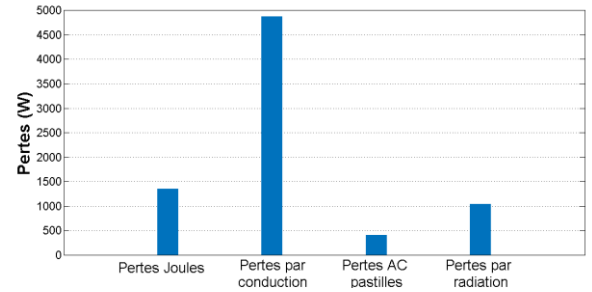


Fig. 4. Répartition des pertes de la machine supraconductrice

4. CONCLUSIONS

La majorité des pertes pour un prototype de 50kW sont absorbées par les pertes thermiques et plus précisément pour les amenées de courant. Une solution pour palier à ce problème serait de disposer de fil à section plus faible pour faire passer moins de courant, puisqu'on a vu que c'est pertes était proportionnel au courant. Néanmoins, pour d'autres optimisations électromagnétiques sur des machines de plus fortes puissances, on a pu constater que le courant dans la bobine supraconductrice avait tendance à légèrement diminuer et donc les pertes des amenés de courant aussi. Ces pertes n'augmentent donc pas aussi vite que les pertes « chaudes » (Joules, courant de Foucault, ...) pour des machines de plus fortes puissance, pour lesquels la supraconductivité trouve son intérêt. On pourrait conclure que l'ordre de grandeur en terme de poids et de puissance d'un système de refroidissement augmente peu suivant la puissance de la machine.

5. REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient la DGA pour son intérêt et support financier.

6. REFERENCES

- [1] C. A. Luongo *et al.*, « Next Generation More-Electric Aircraft: A Potential Application for HTS Superconductors », *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 19, n° 3, p. 1055-1068, juin 2009.
- [2] G. V. Brown, « Weights and Efficiencies of Electric Components of a Turboelectric Aircraft Propulsion System », *49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, janv. 2011.
- [3] R. Wrobel, S. Ayat, et J. L. Baker, « Analytical methods for estimating equivalent thermal conductivity in impregnated electrical windings formed using Litz wire », in *2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, 2017, p. 1-8.
- [4] R. Wang et A. J. Kamper, « Evaluation of eddy current losses in axial flux permanent magnet (AFPM) machine with an ironless stator », in *Conference Record of the 2002 IEEE Industry Applications Conference. 37th IAS Annual Meeting (Cat. No.02CH37344)*, 2002, vol. 2, p. 1289-1294 vol.2
- [5] R. Wrobel, S. Ayat, et J. L. Baker, « Analytical methods for estimating equivalent thermal conductivity in impregnated electrical windings formed using Litz wire », in *2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, 2017, p. 1-8.
- [6] B. Douine, G. Male, T. Lubin, S. Mezani, J. Leveque, et K. Berger, « Improvement of YBCO Superconductor Magnetic Shielding by Using Multiple Bulks », 05-déc-2013.
- [7] J. W. Ekin, *Experimental Techniques for Low-Temperature Measurements: Cryostat Design, Material Properties, and Superconductor Critical-Current Testing*. National Institute of Standards and Technology: OXFORD UNIVERSITY PRESS.
- [8] V. Parma, « Cryostat Design », *arXiv:1501.07154 [physics]*, janv. 2015.
- [9] H. J. M. ter Brake et G. F. M. Wiegerinck, « Low-power cryocooler survey », *Cryogenics*, vol. 42, n° 11, p. 705-718, nov. 2002.