

# Impact énergétique du mélange d'acières à grains orientés dans des modèles de noyaux magnétiques de transformateurs

Ronan CORIN<sup>1</sup>, Oussama-Ali DABAJ<sup>1</sup>, Cristian DEMIAN<sup>1</sup>, Jean-Philippe LECOINTE<sup>1</sup>, Jonathan BLASZKOWSKI<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Univ. Artois, UR 4025, Laboratoire Systèmes Electrotechniques et Environnement (LSEE), Béthune, F-62400, France

<sup>2</sup> thyssenkrupp Electrical Steel, Isbergues, F-62330, France

**RESUME** – Cet article étudie des modèles de noyaux magnétiques pour transformateurs monophasés constitués de proportions variables de deux nuances d'acières électriques à grains orientés, une conventionnelle (CGO) et une hautes performances (HGO). L'objectif est d'analyser l'effet de ce mélange sur les pertes fer des noyaux. L'expérimentation menée sur des noyaux à joints step-lap montre une évolution non linéaire de ces pertes en fonction du pourcentage de chaque nuance. L'étude de la répartition de l'induction dans chaque nuance composant les noyaux mélangés permet, d'une part, d'identifier les causes de cette non linéarité et, d'autre part, de montrer une influence conjointe tant des pertes de chaque nuance utilisée que de leur perméabilité.

**Mots-clés**—Transformateurs ; Noyau magnétique ; Efficacité énergétique ; Tôles à grains orientés ; Optimisation ; Pertes ; Propriétés magnétiques.

## 1. INTRODUCTION

Compte tenu des exigences définies par la commission européenne concernant l'écoconception des transformateurs de puissance [1], l'efficacité énergétique et la réduction du coût des noyaux magnétiques constituent désormais des sujets d'optimisation constante dans le transformateur. Des travaux de recherches ont été menés pour améliorer ces points, s'appuyant sur (1) le développement de matériaux de qualité supérieure, (2) l'amélioration de techniques de fabrication du noyau et (3) l'amélioration de la conception du noyau [2][3]. Ces travaux ont permis aux fabricants de transformateurs d'optimiser les performances énergétiques du noyau magnétique.

Dans la littérature, quelques travaux ont mis l'accent sur l'effet du mélange de différentes nuances sur les pertes fer globales de noyaux enroulés [4][5][6][7], ou de noyaux possédant des joints de type butt-lap [8]. Quelques publications sont aussi consacrées au mélange de nuances dans des noyaux à tôles empilées et à joint step-lap, comme [9] dans laquelle l'auteur observe une évolution non linéaire des pertes en fonction de la proportion de chaque nuance, sans vraiment expliquer les phénomènes pouvant engendrer cette non linéarité. De même, une étude [10] a montré que le facteur de construction du noyau peut être amélioré et qu'il est possible de réduire le coût d'opération, en particulier à des faibles ou moyens niveaux d'induction, en utilisant des mélanges appropriés d'acières à faible et à haute perméabilité. De plus, dans [11], l'auteur démontre non seulement que le mélange de nuances dans des

noyaux de transformateurs triphasés de 100 kVA est réalisable sans dégradation des performances, mais aussi que les pertes du noyau mélangé varient proportionnellement aux pertes des nuances utilisées. En outre, une étude récente [12] a montré que jusqu'à 6,25 % des pertes du noyau peuvent être réduites tout en conservant un coût de fabrication constant.

C'est dans ce contexte que les auteurs analysent l'évolution des pertes d'un noyau magnétique à tôles empilées et joints step-lap composé de proportions variables de deux matériaux référencés CGO et HGO. Les auteurs quantifient également la répartition de l'induction dans les deux nuances en fonction de leur proportion et de l'induction globale appliquée au noyau. Cet article est ainsi construit de la manière suivante. La partie 2 est consacrée à la présentation du dispositif expérimental étudié, des nuances de matériaux magnétiques utilisées, et des différents cas de mélange de nuances investigués. La partie 3 se focalise, d'une part sur l'analyse de l'évolution des pertes en fonction de la proportion de chaque nuance et, d'autre part, sur l'étude de la répartition de l'induction dans chaque nuance. La partie 4 propose une conclusion de ce travail.

## 2. DESCRIPTION DES NOYAUX MAGNETIQUES ET DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL

### 2.1. Dispositif expérimental

Le noyau magnétique faisant l'objet de cet article est un noyau simplifié avec joints de type step-lap, tel que montré à la Figure 1.a. Ses dimensions externes sont de 690 mm X 690 mm, la largeur des tôles est de 130 mm, et leur épaisseur nominale est de 0.23mm. Ce noyau est constitué d'un empilement de 112 tôles par bras. Le joint step-lap est doté d'une longueur de chevauchement de 4 mm, de 7 marches et d'une tôle par marche (Figure 1.b). Les bobinages primaire et secondaire sont tous composés de 40 spires, divisées par moitié sur les deux bras verticaux.

Pour imposer l'amplitude crête de l'induction dans le noyau, le bobinage primaire est relié à un amplificateur de puissance NF4505, dont la consigne de tension est donnée par un générateur de fonctions WF1965. L'induction imposée est sinusoïdale, à une fréquence de 50 Hz. Les mesures principales concernant le noyau sont réalisées à l'aide d'un wattmètre WT330 et d'un oscilloscope DPO4034.

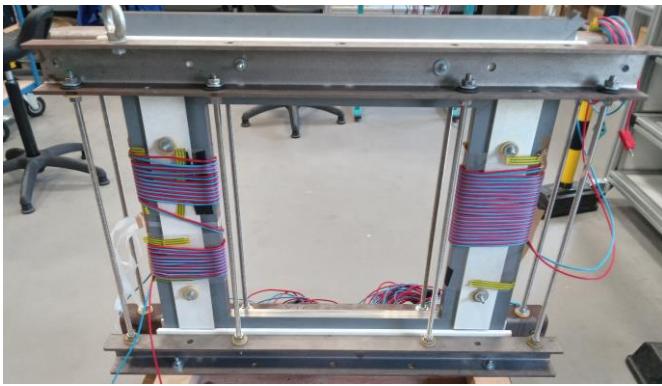


Figure 1.a : Noyau simplifié à joints step-lap

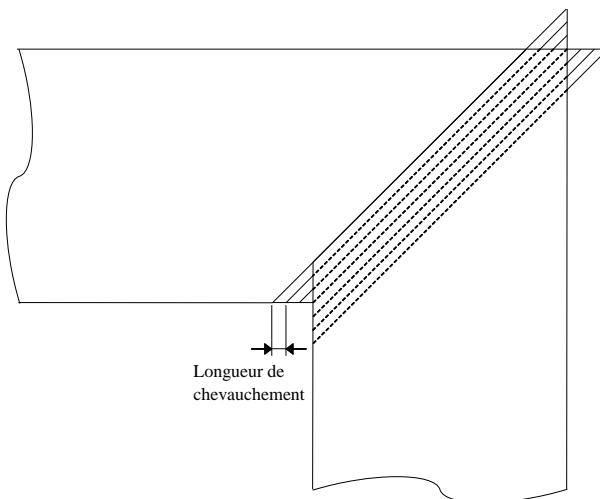


Figure 1.b : Schéma du joint step-lap composé de 7 marches

## 2.2. Matériaux magnétiques étudiés

Les mélanges de matériaux magnétiques au sein du même noyau sont réalisés avec deux nuances nommées M78 et M88, dont les courbes de première aimantation relevées avec un SST (Single Sheet tester) dans la direction de laminage (DL) sont présentées à la Figure 2 et les pertes spécifiques à la Figure 3. Le matériau M78 possède les pertes les plus faibles sur l'ensemble de la plage d'induction.

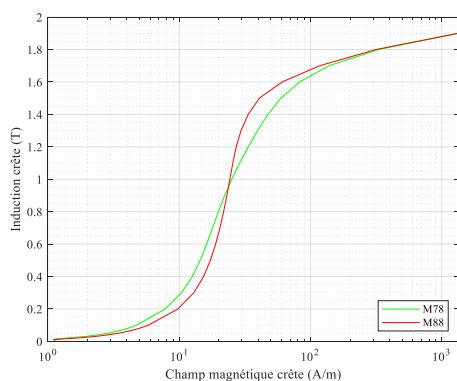


Figure 2 : Courbes de première aimantation des matériaux étudiés

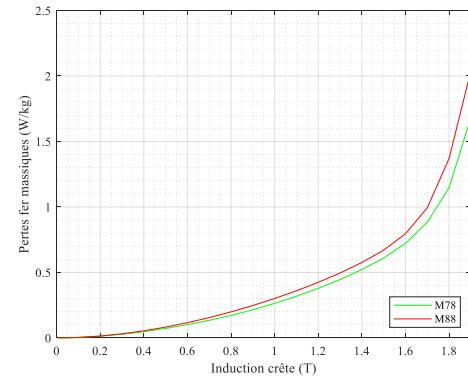


Figure 3 : Pertes fer massiques des matériaux étudiés

## 2.3. Cas de panachage de nuances

L'idée principale de cette contribution est de comparer l'apport du panachage de tôles par rapport à un noyau de référence. Les pertes et le courant magnétisant ont donc d'abord été mesurés sur un noyau totalement constitué de tôles de la nuance la plus énergivore, la M88. Les tôles de cette nuance furent ensuite progressivement remplacées, par pas de 25%, jusqu'à parvenir à un noyau totalement constitué de tôles de la nuance la moins énergivore, la M78. Cinq noyaux possédant des proportions de chaque nuance différentes sont ainsi étudiés, comme montré à la Figure 4.

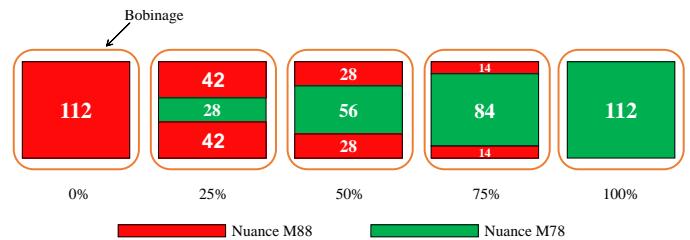


Figure 4 : Vue de la section du noyau pour chaque cas de panachage de nuances, en fonction de la proportion de la nuance M78, avec rappel du nombre de tôles dans chaque paquet

Afin d'avoir une idée plus précise du comportement local du noyau, des bobines exploratrices réutilisables, faites d'une seule spire, et visibles à la Figure 5, ont été placées autour de chaque empilement de tôles fait d'une seule nuance. Cela permet de mesurer la tension générée dans cette bobine lorsque le noyau est alimenté, et ainsi d'en déduire la répartition de l'induction entre chaque nuance. Les mesures des tensions générées sont réalisées au travers d'un module d'acquisition B&K3050.

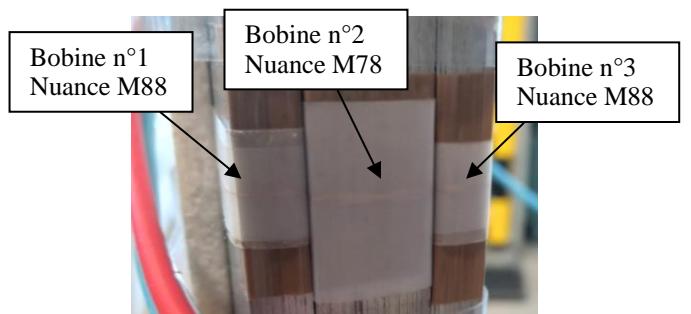


Figure 5 : Bobines exploratrices réutilisables placées autour des paquets de tôles faits d'une seule nuance. Ici le cas pour 50% de nuance M78

## 3. COMPORTEMENT DU NOYAU SELON LE PANACHAGE

Les expérimentations, dont les résultats sont montrés ci-après, ont été réalisées pour des inductions globales dans le noyau comprises entre 1.0 T et 1.7 T, par pas de 0.1 T.

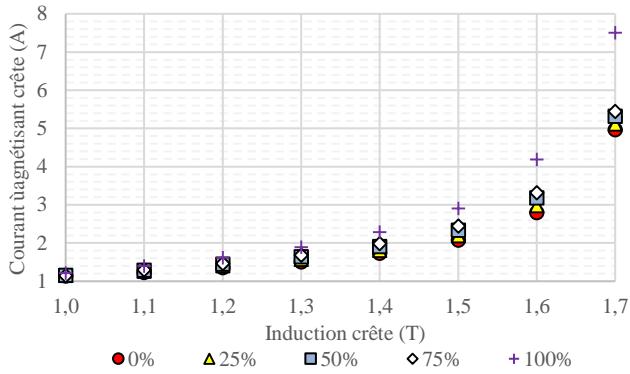


Figure 6 : Courant magnétisant crête en fonction de l'induction crête dans le noyau et de la proportion de chaque nuance

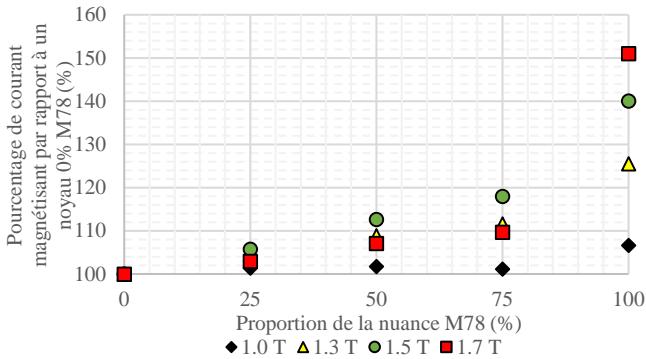


Figure 7 : Pourcentage de variation du courant magnétisant en fonction de la proportion de la nuance M78, et de l'induction globale crête

### 3.1. Evolution du courant magnétisant

Le courant magnétisant crête a été mesuré sur le bobinage primaire au moyen du circuit de mesure de courant du wattmètre WT330. Les résultats sont donnés à la Figure 6 pour l'amplitude crête du courant magnétisant. A la Figure 7, les mêmes données sont présentées comme un pourcentage de variation du courant par rapport à un noyau composé uniquement de la nuance M88, en fonction de la proportion de la nuance M78.

Nous pouvons constater, dans les deux figures précédentes, la forte dépendance du courant magnétisant aux courbes de première aimantation données à la Figure 2. Pour une induction globale de 1.0 T, la variation en fonction de la proportion de chaque matériau reste relativement faible, cela pouvant être lié à la faible différence de champ magnétique pour cette induction. Mais, pour des inductions plus élevées, on constate une augmentation assez importante du courant magnétisant, lié à l'écart plus important de champ magnétique à induction donnée entre les deux matériaux.

La tendance d'augmentation du courant magnétisant avec celle de la proportion du matériau M78 est liée au fait que ce matériau possède la perméabilité la moins élevée pour des inductions supérieures à environ 1.0 T. Avec l'augmentation de la proportion de matériau M78 dans le noyau, une augmentation des pertes Joule générées par le bobinage primaire pourrait être constatée.

### 3.2. Evolution des pertes massiques

Les mesures de pertes des cinq noyaux étudiés sont montrées à la figure 8. La répétabilité des mesures des pertes (définie comme l'écart entre deux mesures après un démontage et remontage à l'identique du noyau magnétique) a été mesurée ; elle ne dépasse pas les +/- 0.5%.

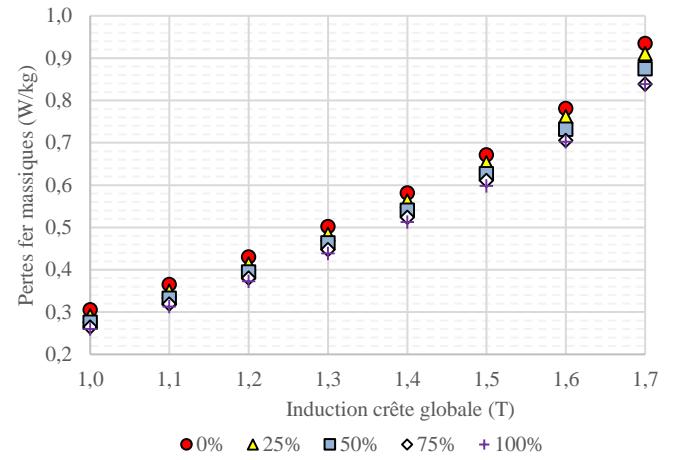


Figure 8 : Pertes massiques en fonction de l'induction pour les cinq cas de panachage étudiés

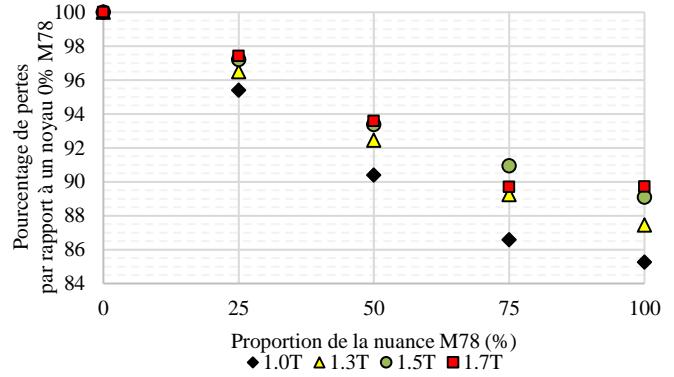


Figure 9 : Evolution des pertes en fonction de la proportion de la nuance M78 et de l'induction globale dans le noyau

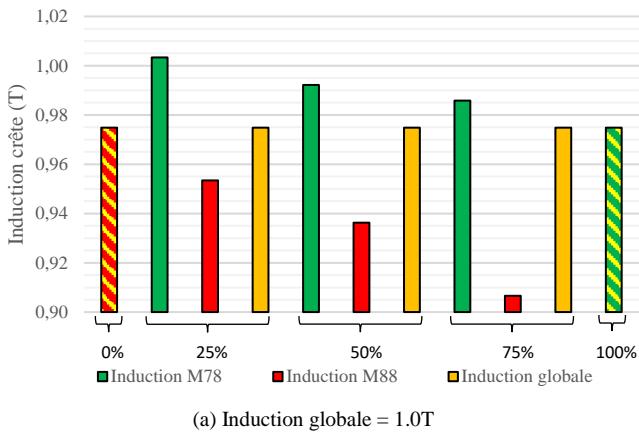
Afin de comparer plus facilement l'effet sur les pertes de l'inclusion progressive de la nuance M78 en remplacement de la M88, les pertes des noyaux composés de 25%, 50%, 75% ou 100% de nuance M78 sont données à la figure 9 comme un pourcentage en comparaison avec les pertes du noyau totalement fait de la nuance M88. Nous pouvons constater une évolution non linéaire des pertes en fonction de la proportion de nuance M78. Cette non linéarité est peu marquée pour des inductions globales de 1.3 T et 1.5 T. Elle est un peu plus franche à 1.0 T et elle l'est particulièrement à 1.7 T. Cela montre que, pour cette induction globale, il n'y a pas d'intérêt énergétique à passer de 75% à 100% de nuance M78, et qu'il est économiquement avantageux d'inclure 25% de nuance M88. Il s'agit maintenant d'analyser la répartition de l'induction dans chaque nuance pour expliquer ces non-linéarités.

### 3.3. Analyse de la répartition de l'induction

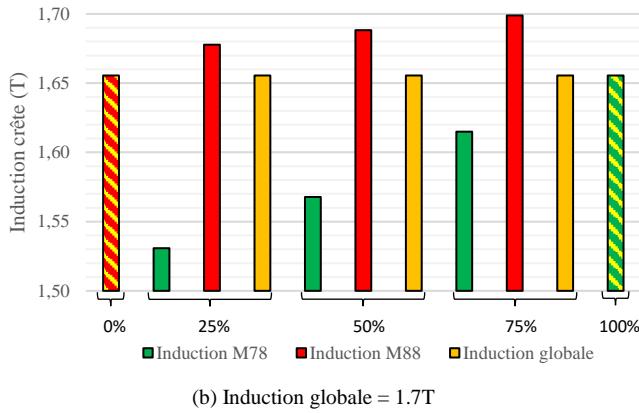
La répartition de l'induction entre chaque nuance ainsi que l'induction globale sont déduites des mesures de tensions aux bornes des bobines exploratrices. L'analyse porte sur les noyaux magnétisés aux inductions de 1.0 T (figure 10 (a)) et 1.7 T (figure 10 (b)).

On peut tirer des relevés les analyses suivantes :

- Les mesures d'inductions sont très stables, même pour des mesures effectuées après démontage – remontage du noyau. L'erreur de mesure est au maximum de 0.25% ;
- Les figures 10 a) et b) montrent que l'induction globale mesurée au travers de la bobine exploratrice est toujours inférieure à celle théoriquement imposée au noyau. Dans le



(a) Induction globale = 1.0T



(b) Induction globale = 1.7T

Figure 10 : Répartition de l'induction dans chaque nuance, pour tous les cas de panachage, pour les inductions globales de 1.0T (a) et 1.7T (b)

cas 1.0 T, nous obtenons 0.975 T, soit 2.5% d'écart, et dans le cas 1.7 T, nous obtenons 1.655 T, soit 2.6% d'écart. Ces erreurs sur l'induction obtenue peuvent être attribuées à des techniques de mesure de tensions différentes entre le wattmètre (pour l'induction globale obtenue en mesurant la tension du secondaire du noyau) et le boîtier d'acquisition B&K (pour les bobines exploratrices). Ces différences ne sont cependant pas de nature à sur les tendances de répartition d'inductions observées, puisque toutes les bobines sont impactées de la même manière ;

- c) Dans le cas 1.0 T, l'induction locale dans le paquet M78 est plus importante que dans le paquet M88. L'inverse se produit dans le cas 1.7 T, avec une induction plus importante dans le paquet M88. Cela est concordant avec les courbes B(H) données à la Figure 2, qui montrent des perméabilités équivalentes entre les deux nuances à 1.0 T, mais une plus forte perméabilité de la nuance M88 autour de 1.7 T ;
- d) Dans les cas « 50% » des deux induction étudiées, l'induction globale mesurée (1.655 T) ne correspond pas à la moyenne des inductions dans les deux paquets (1.628 T). Nous constatons donc un comportement de la répartition de l'induction totalement indépendant de la proportion de chaque nuance, qui pourrait expliquer les non linéarités observées à la figure 9.

### 3.4. Effet de la répartition de l'induction sur l'évolution des pertes

Nous cherchons à savoir si la répartition de l'induction, et donc la perméabilité de chaque matériau, peut avoir un impact sur l'évolution non linéaire des pertes déjà observée. Les pertes supposées du noyau magnétique sont calculées à partir des mesures d'induction dans chaque paquet. Deux polynômes de degré 6 interpolant les courbes de pertes massiques des deux

matériaux ont été obtenus, et sont donnés à l'équation (1) pour les pertes de la nuance M78, et à l'équation (2) pour les pertes de la nuance M88. Les coefficients de détermination montrent une excellente fidélité des courbes obtenues par rapport aux données réelles (0.9996 pour la nuance M78, 0.9998 pour la nuance M88).

$$P_{M78} = 0.9863 * B^6 - 4.7166 * B^5 + 8.4737 * B^4 - 7.002 * B^3 + 2.8472 * B^2 - 0.334 * B + 0.0093 \quad (1)$$

$$P_{M88} = 1.1533 * B^6 - 5.3444 * B^5 + 9.2825 * B^4 - 7.4235 * B^3 + 2.9552 * B^2 - 0.3287 * B + 0.0086 \quad (2)$$

Nous pouvons ainsi en déduire les pertes supposées et les comparer avec l'évolution des pertes mesurées en fonction de la proportion de la nuance M78, comme montré à la Figure 11. Des similitudes entre l'évolution des pertes mesurées ou calculées peuvent être observées :

- Pour le cas à  $B = 1.0$  T, nous remarquons par la mesure une tendance assez linéaire entre 0% et 75% de nuance M78, puis une légère stabilisation entre 75% et 100%. Cette tendance est assez identique par rapport au calcul des pertes via l'induction, qui est clairement non linéaire ;
- Le phénomène est plus flagrant à  $B = 1.7$  T : la stabilisation des pertes entre 75% et 100% y est identique, que ce soit par la mesure ou le calcul des pertes via l'induction ;
- Pour le cas à 1.0 T, le modèle semi-analytique semble sous-estimer les pertes par rapport à la mesure, et ce de manière plus accentuée qu'à 1.7 T. Cela est dû au comportement du flux dans la zone occupée par le joint step-lap. Pour des inductions globales plus faibles, la disparité entre les inductions mesurées localement peut être très élevée. Dans le cas du joint butt-lap étudié dans [13], des inductions atteignent 1.4 T localement alors que l'induction crête globale fixée est de 0.35 T. Etant donné que le modèle semi-analytique proposé ne tient compte que du comportement dans les parties droites, il est donc logique que, pour les inductions globales plus faibles, les pertes obtenues par le modèle soient sous-estimées.

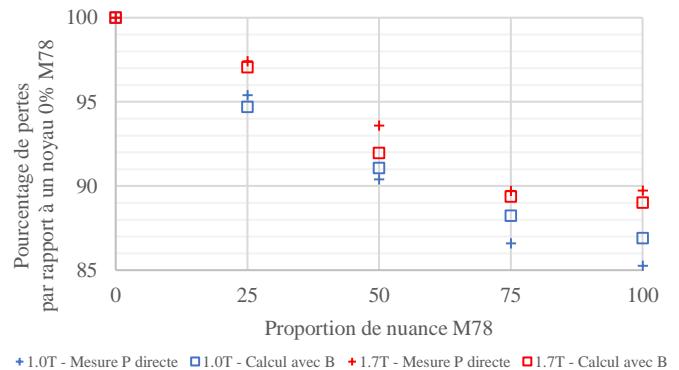


Figure 11 : Evolution des pertes mesurées ou calculées via les données la répartition de l'induction, en fonction de la proportion de nuance M78, aux inductions de 1.0 T et 1.7 T

Ces résultats montrent bien une influence fondamentale de la courbe de première aimantation dans la DL sur l'évolution des pertes en fonction de la proportion de chaque nuance. Les pertes massiques en fonction de l'induction ne peuvent pas être prises seules en compte afin de prédire l'évolution des pertes. Cependant, afin de parfaire l'analyse de cette évolution, cet effet prépondérant des caractéristiques dans la direction de laminage devrait être couplé avec une prise en compte des effets dans la direction transverse (DT), les matériaux utilisés étant très anisotropes et la structure en noyau favorisant la sollicitation de

cette DT, notamment au travers de l'augmentation de la longueur de chevauchement. De même, l'effet de la concentration de flux dans le joint step-lap ou au niveau des trous dans le bras devrait être pris en compte.

#### 4. CONCLUSIONS

Dans cet article, les auteurs se sont attachés à analyser l'impact du mélange de plusieurs nuances à l'intérieur d'un même noyau magnétique sur ses pertes fer. L'évolution de ces pertes en fonction de la proportion de la nuance la moins énergivore présente une tendance non linéaire. De manière assez surprenante, les pertes pour des noyaux constitués de 75% ou 100% de cette nuance sont similaires, ce qui peut induire un avantage non négligeable d'un point de vue économique. La répartition de l'induction dans chaque nuance en fonction de leur proportion a été analysée, cette répartition présentant elle aussi des non linéarités. Un calcul analytique des pertes à partir de la répartition de l'induction mesurée a permis de montrer la grande influence de la perméabilité de chaque matériau sur l'évolution des pertes globales du noyau.

Les perspectives possibles à l'issue de ce travail peuvent être les suivantes :

- intégrer l'analyse du critère économique en plus de l'aspect strictement énergétique. C'est un point délicat à inclure, dans la mesure où le coût de l'acier électrique est dépendant du processus de fabrication, de variations conjoncturelles du marché mondial, et des relations commerciales avec les fournisseurs de matières premières et les clients finaux des aciers ;
- prolonger l'étude vers la création d'un modèle totalement analytique permettant aussi de prédire la répartition de l'induction en fonction, par exemple, des courbes de première aimantation des matériaux utilisés.

#### 5. REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé grâce au soutien technique et financier de thyssenkrupp Electrical Steel.

#### 6. REFERENCES

- [1] European Commission, "Commission Regulation (EU) No 548/2014 of 21 May 2014 on implementing Directive 2009/125/EC of the European Parliament and of the Council with regard to small, medium and large power transformers," *Off. J. Eur. Union*, 2014.
- [2] Z. Valkovic, "Recent problems of transformer core design," *Phys. Scr.*, vol. 1988, no. T24, pp. 71–74, 1988.
- [3] M. A. Jones and A. J. Moses, "Comparison of the Localized Power Loss and Flux Distribution in the Butt and Lap and Mitred Overlap Corner Configurations," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 10, no. 2, pp. 321–326, 1974.
- [4] A. Ilo, B. Weiser, T. Booth, and H. Pfützner, "Influence of geometric parameters on the magnetic properties of model transformer cores," *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 160, pp. 38–40, 1996.
- [5] T. D. Kefalas and A. G. Kladas, "Mixed Si-Fe wound cores five legged transformer: Losses and flux distribution analysis," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 48, no. 4, pp. 1609–1612, 2012.
- [6] T. D. Kefalas and A. G. Kladas, "FEM package for iron loss evaluation and minimization of two grade lamination wound cores," *J. Optoelectron. Adv. Mater.*, vol. 10, no. 5, pp. 1197–1202, 2008.
- [7] T. D. Kefalas, P. S. Georgilakis, A. G. Riadas, A. T. Souflaris, and D. G. Paparigas, "Multiple grade lamination wound core: A novel technique for transformer iron loss minimization using simulated annealing with restarts and an anisotropy model," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 44, no. 6, pp. 1082–1085, 2008.
- [8] S. Magdaleno-Adame, J. C. Olivares-Galvan, and R. Escarela-Pérez, "Loss reduction by combining electrical steels in the core of power transformers," *Int. Trans. Electr. Energy Syst.*, vol. 20, pp. 1–6, 2013.
- [9] M. B. Balehosur, "Prediction of No-Load Losses of Stacked 3-Phase, 3-Limb Transformer Cores," Cardiff University, 2012.
- [10] A. J. Moses and S. Hamadeh, "Effects of mixing materials on losses and cost of operation of three-phase transformer cores," *J. Appl. Phys.*, vol. 64, no. 10, pp. 5379–5381, 1988.
- [11] C. Freitag and T. Leibfried, "Mixed core design for power transformers to reduce core losses," *Proc. - 2017 Int. Conf. Optim. Electr. Electron. Equipment, OPTIM 2017*, pp. 152–158, 2017.
- [12] D. Snell and A. Coombs, "The influence of core materials and mix on the performance of a 100 kVA three phase transformer core," *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 254–255, pp. 349–351, 2003.
- [13] N. Hihat, "Modèles Quasi 3D pour l'Analyse de Structures présentant une Anisotropie 3D," Université d'Artois, 2010.