

# Détermination du profil de dégradation des propriétés magnétiques d'un acier électrique poinçonné en fonction de la distance du bord de découpe

Hugo Helbling<sup>1,2</sup>, Wissem Bekir<sup>1</sup>, Adrien Van Gorp<sup>3</sup>, Abdelkader Benabou<sup>1</sup>, Alex Montagne<sup>3</sup>, Oualid Messal<sup>1</sup>, Abdelmounaim Tounzi<sup>1</sup>, Walid Boughanmi<sup>4</sup>, Daniel Laloy<sup>4</sup>

<sup>1</sup>Univ. Lille, Arts et Metiers Institute of Technology, Centrale Lille, Junia, ULR 2697 – L2EP, F-59000, Lille, France.

<sup>2</sup>Univ. Lyon, UCB Lyon 1, CNRS, AMPERE, Villeurbanne, F-69100, France.

<sup>3</sup>Arts et Metiers Institute of Technology; Mechanics, Surfaces and Materials Processing (MSMP), F-59000, Lille, France

<sup>4</sup>JEUMONT Electric, 59460, Jeumont, France.

**RESUME** – Ce travail propose une approche combinant des données expérimentales et la simulation numérique afin d'identifier le profil de dégradation des propriétés magnétiques en fonction de la distance par rapport au bord de découpe d'un acier électrique à grains non orientés (NO) induit par un procédé de poinçonnage industriel. Pour cela, un banc de caractérisation magnétique et un protocole spécifique ont été développés afin de délimiter la distance au bord impactée (D.B.I.) par rapport au bord de découpe. Puis, en couplant un modèle magnéto-plastique à la méthode des éléments finis (EF), la D.B.I. et le profil de dégradation associé sont déterminés par une méthode d'optimisation inverse. Les résultats montrent que le profil de dégradation, bien qu'il suive une décroissance drastique en fonction de la distance du bord de découpe, présente une allure assez différente de ce qui est usuellement observé dans la littérature.

**Mots-clés**—Acier électrique, propriétés magnétiques, modèle magnéto-plastique, poinçonnage, approche orientée ingénierie

## 1. INTRODUCTION

Le procédé de découpe par poinçonnage est régulièrement utilisé lors du processus de fabrication des machines électriques. Bien que l'effet dégradant de ce procédé de découpe sur les propriétés magnétiques ait été souvent étudié dans la littérature [1]–[13], quelques problématiques persistent notamment sur la détermination et la modélisation de la distance au bord impactée (D.B.I.) qui peut varier de 0.2 mm à 10 mm [14] et sur l'identification du profil de dégradation associé. Concernant la modélisation de l'effet de la découpe mécanique sur les propriétés magnétiques, plusieurs approches existent [15] comme les descriptions analytiques [16], la modélisation par surfaces (ce qui revient à diviser la D.B.I. en plusieurs zones ou à la modéliser par un réseau de réductances) [17], la mise en œuvre d'entrefers fictifs [18] ou l'utilisation de modèles dépendant des contraintes/déformations mécaniques [5], [19]. Toutes ces approches visent à modéliser, pour une implémentation numérique, la D.B.I. et son profil de dégradation associé en imposant généralement l'allure de ce dernier. Toutefois, certaines questions persistent que ce soit sur la complexité des phénomènes mis en jeu au sein de la D.B.I. (hétérogénéité de la déformation plastique), ou sur la caractérisation de cette distance ainsi que l'allure réelle de ce profil. Il est également essentiel de prendre en compte le temps nécessaire à la modélisation numérique de ces phénomènes qui peuvent être fondamentaux pour les concepteurs de machines électriques. De fait, la modélisation de l'effet de la découpe ne doit pas entraîner une complexité supplémentaire ni un temps de calcul excessif.

Dans ce contexte, ces travaux visent à développer une approche de modélisation représentative du comportement physique du matériau découpé tout en limitant le temps de calcul dans une perspective de conception plus précise des machines électriques. Une approche pragmatique et originale est proposée en ce sens à partir de mesures expérimentales magnétiques et mécaniques ainsi que la mise en œuvre d'une méthode d'optimisation inverse laissant l'allure du profil de dégradation libre.

Premièrement, le protocole expérimental est présenté : échantillons, banc de caractérisation, méthodes de mesures mécaniques et magnétiques permettant d'encadrer la D.B.I. et d'avoir une image de l'allure du profil de dégradation. Par la suite, le profil de dégradation est déterminé à partir d'un problème d'optimisation inverse, et les résultats obtenus sont présentés et discutés.

## 2. EFFET GLOBAL DU PROCEDE DE DECOUPE

### 2.1. Echantillons et banc de caractérisation magnétique

Les échantillons étudiés sont directement prélevés de la chaîne de fabrication à travers les chutes d'encoche statoriques et rotorique découpés par poinçonnage, le procédé de découpe étant le même pour l'ensemble des machines fabriquées sur la chaîne considérée. Pour chaque chute prélevée et caractérisée, des échantillons identiques (considérés comme les références) sont découpés par électroérosion à fil [*Wire Electrical Discharge Machining* (WEDM)] puisque ce procédé de découpe présente un impact faible sur les propriétés magnétiques.

Le banc de caractérisation magnétique développé, Fig. 1, est un *Single Sheet Tester* (SST) miniaturisé, [20], dimensionné pour pouvoir caractériser les cycles d'hystérésis de l'ensemble des géométries des chutes d'encoche industrielles : le champ magnétique  $H$  est mesuré à l'aide de sondes à effet Hall et l'induction moyenne  $\langle B \rangle$  est mesurée à partir de la tension induite à travers le bobinage secondaire. Ce SST miniaturisé permet de caractériser des échantillons d'au moins 50 mm de longueur et d'au maximum 30 mm de largeur, ce qui correspond globalement à l'ensemble des dimensions d'encoche comprises dans le processus industriel considéré. Les mesures présentées dans la suite ont été réalisées à une fréquence de 5 Hz car il est attendu que l'impact soit majoritairement notable sur le comportement quasi-statique de la tôle magnétique.

Comme nous pouvons le voir sur la Fig. 2, la distribution de la déformation plastique n'est *a priori* pas la même sur la partie dite « *blanked* » (chute d'encoche) et à la partie dite « *punched* » (dent). Toutefois, dans le processus industriel considéré, les

parties actives des circuits magnétiques (dents, culasses) peuvent être « *punched* » ou « *blanked* ». De plus, deux échantillons issus du même procédé, de la même tôle et de géométries similaires, l'un étant une chute d'encoche et l'autre une dent, ont été caractérisés magnétiquement et présentent des propriétés magnétiques globalement très semblables. De ce fait, pour la suite, on considérera uniquement les chutes d'encoches (« *blanked* ») qui présentent l'avantage d'être parfaitement rectangulaires et directement récupérables (une étape de découpe par électroérosion supplémentaire étant sinon nécessaire pour séparer la dent de la tôle statorique/rotorique).

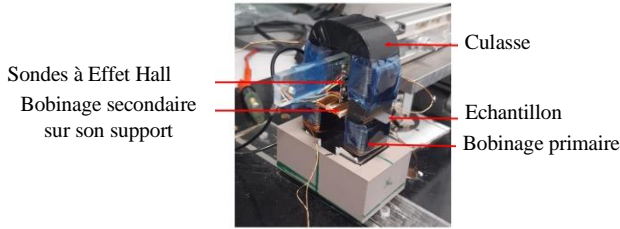


Fig. 1. Dispositif SST miniaturisé développé.

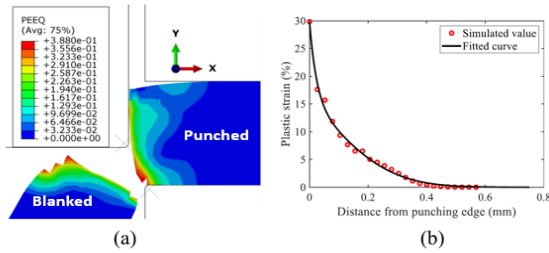


Fig. 2. (a) Distribution de la déformation plastique équivalente au cours du procédé de poinçonnage. (b) Déformation plastique moyenne en fonction de la distance au bord de coupe [21]

## 2.2. Résultats globaux obtenus

Les tôles sélectionnées pour cette étude sont issues d'un rouleau d'acier électrique non-orienté (NO) de grade M400-65A. Les chutes d'encoches associées ont une longueur de 70 mm et une largeur de 11 mm. Les résultats concernant les courbes normales d'aimantation et les pertes fer, à 5 Hz, sont donnés pour la chute d'encoche (*Blanked*) et la tôle de référence (*WEDM*) respectivement sur la Fig. 3 et la Fig. 4

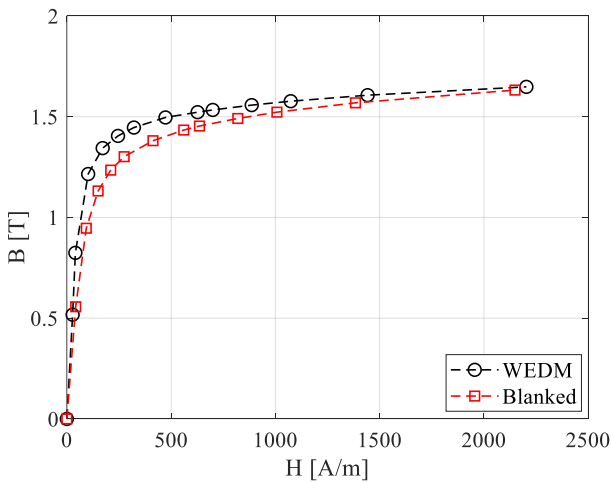


Fig. 3. Courbes normales d'aimantation de la tôle M400-65A, 5 Hz, pour la chute d'encoche (*Blanked*) et la tôle de référence (*WEDM*)

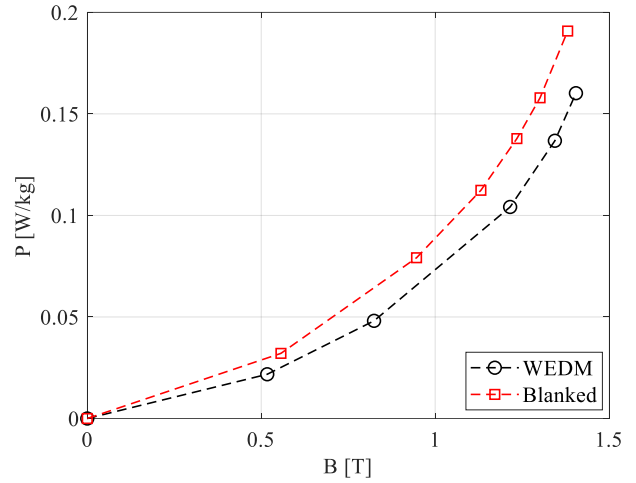


Fig. 4. Pertes fer de la tôle M400-65A, 5 Hz, pour la chute d'encoche (*Blanked*) et la tôle de référence (*WEDM*)

On remarque un impact significatif du procédé de découpe mécanique considéré sur les propriétés magnétiques de la tôle M400-65A.

## 3. PROTOCOLES EXPERIMENTAUX

### 3.1. ENCADREMENT DE LA D.B.I.

Pour encadrer la D.B.I., plusieurs découpes successives par électroérosion ont été réalisées sur l'échantillon initial (découpé mécaniquement). Le protocole expérimental consiste à retirer, découpe après découpe, des petites quantités de matières à partir du bord de coupe en caractérisant systématiquement les propriétés magnétiques jusqu'à retrouver les propriétés magnétiques de l'échantillon de référence. De ce fait, des enlèvements de matière par électroérosion de 0.5 mm et de 1 mm ont été réalisés successivement de part et d'autre de l'échantillon sur les bords de découpe en caractérisant magnétiquement les tôles entre chaque retranchement.

Les résultats ont montré qu'après un retrait de 1 mm de matière, les propriétés magnétiques reviennent à l'identique par rapport à l'échantillon de référence, ce qui n'est pas le cas pour un retranchement de 0.5 mm de matière, Fig. 5 et Fig. 6. Ce résultat montre donc expérimentalement que la D.B.I., également notée  $d_p$ , est comprise entre 0.5 mm et 1 mm, (1). Les résultats obtenus en termes de la courbe de première aimantation sont donnés sur la Fig. 2. Parallèlement, des mesures de dureté ont également été réalisées afin de corréler le profil de dureté au voisinage du bord de coupe avec la distance impactée et aussi avoir une image du profil de la dégradation magnétique.

$$0.5 \text{ mm} < d_p < 1 \text{ mm} \quad (1)$$

Notons qu'un relâchement de contraintes peut s'opérer à chaque retranchement par électroérosion et que celui-ci n'est pas forcément négligeable. C'est entre autres pour cela que le choix est fait, dans un premier temps, d'encadrer la D.B.I. mais aussi qu'un autre protocole, cette fois-ci mécanique, est mis en place.

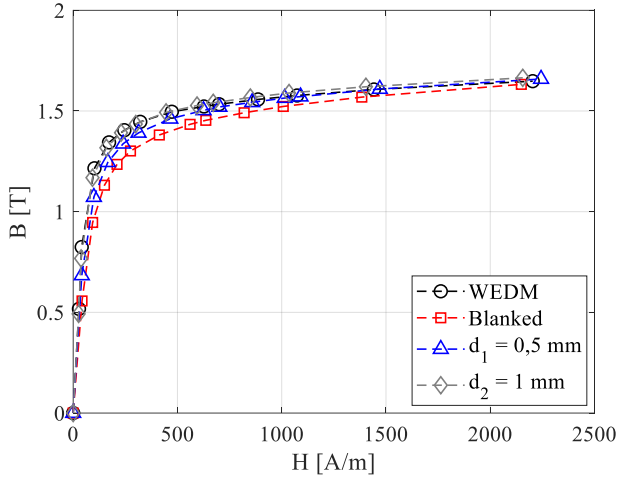


Fig. 5. Courbes normales d'aimantation après des retranchements de matières de 0.5 mm et 1 mm de l'échantillon découpé mécaniquement (*Blanked*)

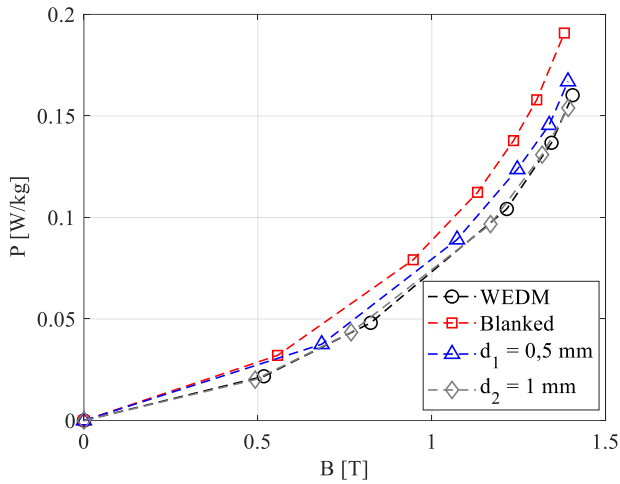


Fig. 6. Pertes fer après des retranchements de matières de 0.5 mm et 1 mm de l'échantillon découpé mécaniquement (*Blanked*)

### 3.2. Mesures de micro-duretés

La découpe mécanique peut impliquer un phénomène d'écrouissage et/ou de contraintes résiduelles le long du bord de coupe qui sont associés à une augmentation significative de la dureté. Des mesures de cette grandeur, micro et nano duretés, ont été respectivement réalisées sur la surface supérieure (A) et la section transversale (B) des échantillons découpés afin de déterminer le profil de dureté par rapport au bord de coupe, Fig. 7.

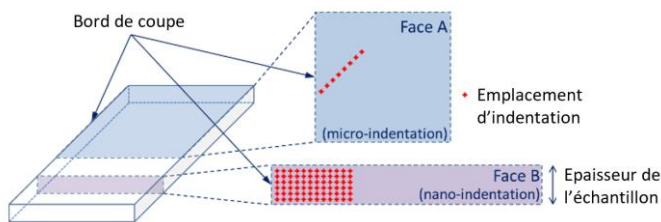


Fig. 7. Protocole de mesure de dureté

Les mesures de micro-dureté sur la face A sont données sur la Fig. 8, montrant clairement une décroissance du profil de dureté à partir du bord de coupe et jusqu'à une distance de 0.65 mm, distance qui correspond à l'épaisseur de la tôle. Ces premiers résultats sont cohérents avec ceux obtenus avec la méthode d'encadrement.

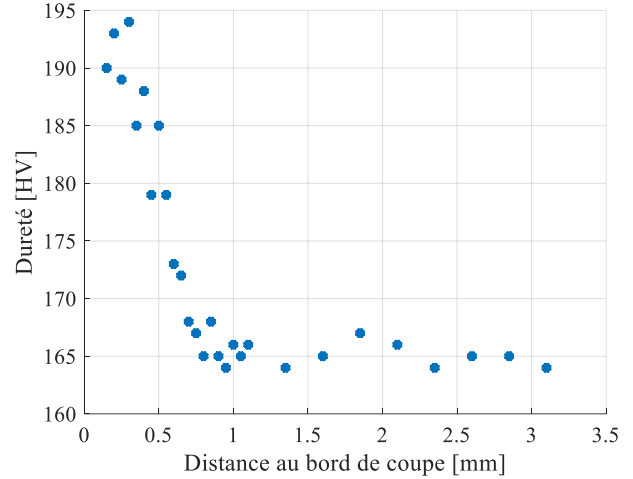


Fig. 8. Evolution de la dureté (Vickers) par rapport à la distance au bord de coupe (Face A)

De plus, les mesures de nano-duretés, selon la section transversale (B), permettent d'évaluer l'homogénéité de la dureté dans le sens de l'épaisseur. Le réseau d'empreinte est donné sur la Fig. 9. Les distances sur lesquelles la dureté décroît avant de se stabiliser sont résumées dans le Tableau 1 démontrant une répartition hétérogène des propriétés de duretés le long de l'épaisseur de la tôle découpée.

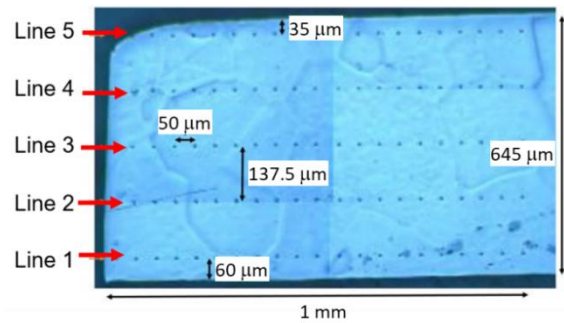


Fig. 9. Mesures de nano-duretés – Face B

Tableau 1. Distances sur lesquelles la dureté est impactée en fonction de différentes hauteurs le long de l'épaisseur de la tôle découpée

Line	1	2	3	4	5
Impacted distance (µm)	350	200	200	200	340

### 4. MODELISATION MAGNETO-PLASTIQUE

Le modèle anhystrétique magnéto-plastique, (2), développé par Sablik [22], et un modèle de pertes fer dépendant de la déformation plastique (basé sur l'équation de Steinmetz (3)) sont considérés afin de modéliser le comportement magnétique. Les paramètres donnés dans (2) sont décrits dans [22].

Les deux modèles ont été identifiés à partir de mesures magnétiques spécifiques réalisées sur des échantillons dédiés et issus du même grade que l'échantillon découpé mécaniquement. Ces échantillons dédiés sont soumis à plusieurs niveaux homogènes de déformations plastiques dans la zone active de caractérisation magnétique. Ces derniers ont donc des dimensions de 500 mm de longueur et 50 mm de largeur, ils sont découpés au laser. Une machine de traction permet de les déformer tandis que des jauges de déformation sont collées au centre de la zone de caractérisation magnétique active. Avant d'être caractérisées magnétiquement, les échantillons sont découpés par électroérosion sur des dimensions de 200 mm de

longueur pour 30 mm de largeur afin de limiter les effets néfastes des mores de la machine de traction et de la découpe laser.

Des simulations mécaniques par éléments finis (EF) ont été réalisées sur le logiciel Abaqus afin de valider l'homogénéité de la déformation dans la zone magnétique active, Fig. 10, en considérant une moitié de la longueur du système (plan de symétrie xOz). De plus, du côté où la tôle a la déformation la moins élevée (qui correspond à la prise par les mores), une condition d'encastrement est considérée. Les résultats semblent bien montrer une répartition homogène de la contrainte dans la zone magnétique active.

$$\begin{cases} B = \mu_0 (H + M_{an}) \\ M_{an} = M_s \left( \coth\left(\frac{H_e}{a}\right) - \frac{a}{H_e} \right) \\ H_e = H + \alpha M_{an} \\ a = \left( G_3 + \frac{G_4}{d_g} \right) a_0 \xi_d^{1/2} \\ \xi_d = \left( \left( \frac{\sigma_F}{0.76 \times G \times b} \right) + \xi_{d0} \right)^2 \\ \sigma_F = k_F \varepsilon^{n_F} \end{cases} \quad (2)$$

$$P_{losses} = k_s(\varepsilon) B_{\max}^{\alpha_s(\varepsilon)} f \quad (3)$$



Fig. 10. Déformations plastiques dans la zone magnétique active et trace de la zone active de caractérisation magnétique

A partir des mesures de courbes d'aimantation et des mesures de pertes fer en fonction de la déformation  $\varepsilon$ , des modèles évoqués ci-dessus ont été identifiés respectivement sur les Fig. 11 et Fig. 12 donnant des résultats satisfaisants.

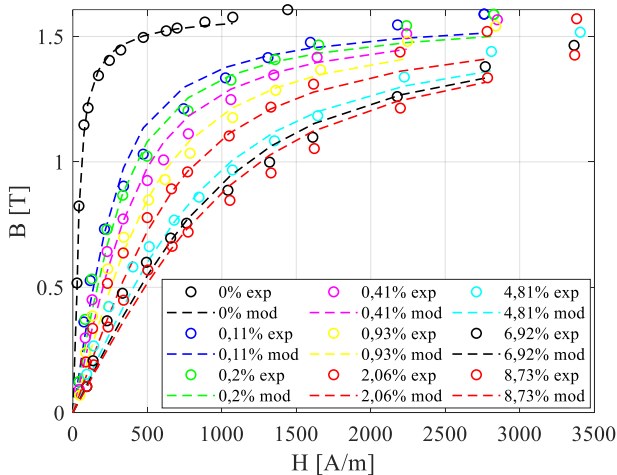


Fig. 11. Résultats concernant le modèle de Sablik par rapport aux mesures expérimentales

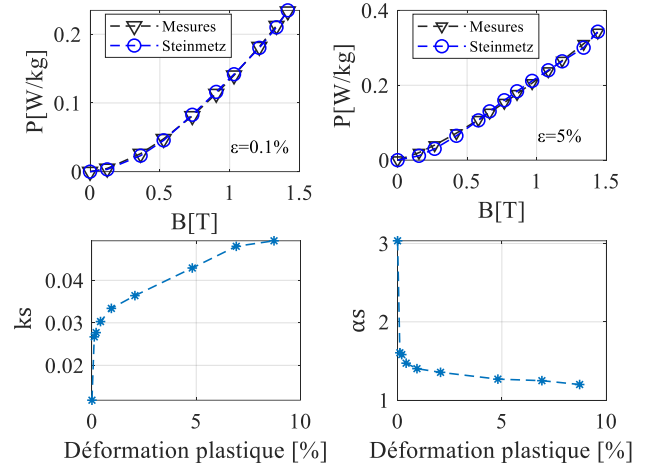


Fig. 12. Identification du modèle de Steinmetz et évolution des coefficients associés en fonction de la déformation plastique

## 5. PROBLEME D'OPTIMISATION INVERSE ET RESULTATS

Pour déterminer la D.B.I. et le profil de dégradation associé, le protocole numérique consiste à modéliser le comportement magnétique de l'échantillon découpé mécaniquement où les propriétés magnétiques depuis le bord de coupe (courbe d'aimantation et pertes fer) sont déterminés localement à partir des modèles précédemment identifiés. En faisant varier ces paramètres à travers une procédure d'optimisation, l'objectif est de retrouver le comportement magnétique global de l'échantillon découpé (Fig. 3 et Fig. 4).

Pour cela, un modèle EF 2D de la géométrie de l'échantillon découpé est réalisé sous le logiciel FEMM®. D'après les symétries de la tôle, seule une moitié de la géométrie est considérée. La D.B.I. est discrétisée en  $n_d$  régions, chacune d'entre elles étant associée à une déformation plastique elle-même associée à une loi d'aimantation d'après le modèle de Sablik. La région centrale est considérée comme non impactée et est donc associée aux propriétés de la tôle de référence. La Fig. 13. Illustre le protocole d'association des propriétés magnétiques de chaque région discrétisée.

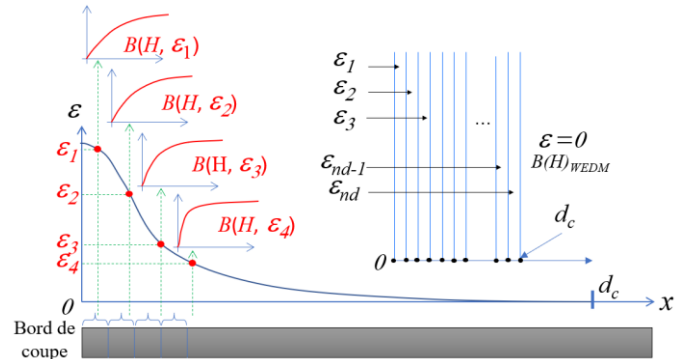


Fig. 13. Association des lois de comportement B-H aux régions impactées

Dans un second temps, un problème d'optimisation inverse a été formulé (4) afin d'associer à chaque région  $i$  une déformation plastique  $\varepsilon_i$  comprise entre  $\varepsilon_{\min} = 0\%$  et  $\varepsilon_{\max} = 45\%$ . D'après la littérature, Fig. 2, [21], la déformation plastique maximale n'excède pas les quelques dizaines de pourcent. Le choix de 45% semble ainsi pertinent pour la valeur maximale (bon ordre de grandeur pour être représentatif du comportement physique de la tôle). La fonction "objectif" à minimiser est (5). Elle représente la différence entre les propriétés magnétiques

globales mesurées expérimentalement ( $H_{exp}$  et  $P_{exp}$ ) et celles calculées ( $H_{model}$  et  $P_{model}$ ). Ces différences sont respectivement notées  $e_H$  et  $e_P$ . De plus, celles-ci sont normalisées. Les valeurs maximales de normalisation ( $e_{Hmax}$  et  $e_{Pmax}$ ) sont obtenues à partir du calcul des différences ( $e_H$  et  $e_P$ ) pour des déformations plastiques à 0% et 45% pour toutes les régions tandis que les valeurs minimales ( $e_{Hmin}$  et  $e_{Pmin}$ ) sont mises à zéro. Bien que le profil de dégradation ne soit pas imposé, notons qu'il doit, afin d'être représentatif d'un comportement physique, être nécessairement décroissant depuis le bord de coupe. Aucune autre contrainte n'est imposée afin que le profil reste libre.

$$\min_{\varepsilon} f(\varepsilon), \quad \varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \vdots \\ \varepsilon_{nd} \end{pmatrix} \quad (4)$$

s. t.

$$\varepsilon_{min} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{max}$$

$$\varepsilon_i \geq \varepsilon_{i-1} \equiv \mu_{r_i} \leq \mu_{r(i-1)}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} f(\varepsilon) = Normalized(e_H(\varepsilon)) + Normalized(e_P(\varepsilon)) \\ e_H(\varepsilon) = \sum_{i=1}^n (H_{exp_i}(\varepsilon) - H_{model_i}(\varepsilon))^2 \\ e_P(\varepsilon) = \sum_{i=1}^n (P_{exp_i}(\varepsilon) - P_{model_i}(\varepsilon))^2 \\ Normalized(e_H(\varepsilon)) = \frac{e_H(\varepsilon) - e_{Hmin}}{e_{Hmax} - e_{Hmin}} \\ Normalized(e_P(\varepsilon)) = \frac{e_P(\varepsilon) - e_{Pmin}}{e_{Pmax} - e_{Pmin}} \end{array} \right. \quad (5)$$

Enfin, un algorithme dit « *mesh adaptive direct mesh* » (MADS) du logiciel d'optimisation NOMAD® [23] est utilisé avec une parallélisation du calcul pour différents niveaux d'induction magnétiques. Le résultat de l'évolution de la déformation plastique en fonction de la distance au bord de coupe est donné ci-dessous, Fig. 14 démontrant une chute rapide de la déformation plastique. La D.B.I. obtenue est de l'ordre de 0.8 mm et est cohérente avec les résultats préalablement obtenus. La répartition de l'induction est donnée sur la Fig. 15 tandis que les résultats en termes de propriétés magnétiques, i.e. courbe normale et pertes fer, sont respectivement données sur les Fig. 16 et Fig. 17.

Les résultats montrent que l'approche proposée permet d'obtenir un profil de dégradation équivalent, incluant une D.B.I. réaliste, qui permet de représenter le comportement magnétique global de la tôle découpée mécaniquement. Les résultats obtenus sont satisfaisants bien qu'il y ait quelques différences sur les pertes fer. Ces différences peuvent être reliées à l'hypothèse selon laquelle la déformation plastique est homogène dans l'épaisseur. Cela permet toutefois d'obtenir un modèle scalaire représentatif et potentiellement utilisable pour la conception des machines électriques.

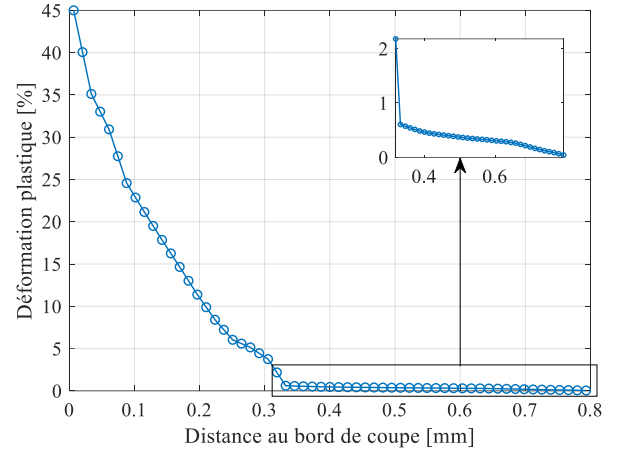


Fig. 14. Variation de la déformation plastique en fonction de la distance au bord de coupe



Fig. 15. Distribution de l'induction magnétique au sein de la tôle (simulation FEMM)

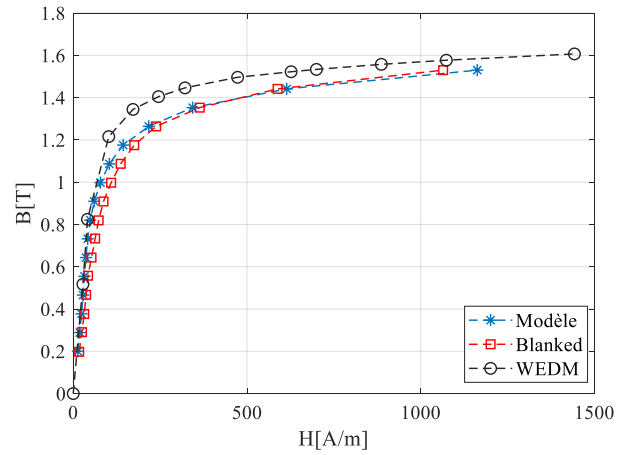


Fig. 16. Courbes normales mesurées et simulées

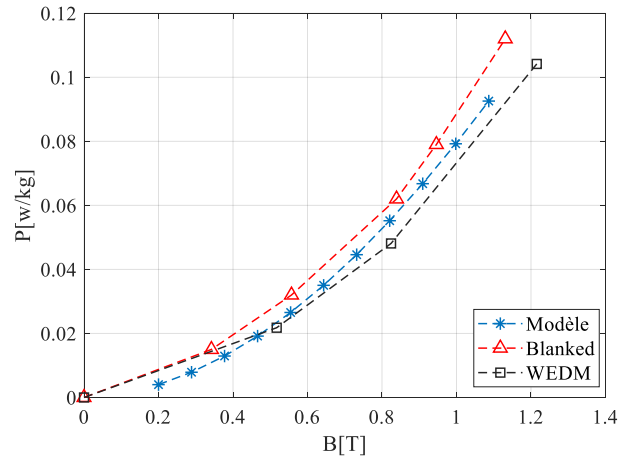


Fig. 17. Pertes fer mesurées et simulées



## 6. CONCLUSION

A partir du développement d'un banc de caractérisation magnétique adapté, de caractérisations magnétiques et mécaniques et de l'identification d'un modèle magnéto-plastique, un problème d'optimisation inverse a été construit et a permis d'identifier numériquement la D.B.I. et son profil de dégradation associé. Les résultats sont cohérents avec les mesures réalisées au préalable.

L'approche proposée est utile pour caractériser et modéliser les effets du procédé de découpe mécanique sur le comportement magnétique quasi-statique d'aciers électriques utilisés dans les machines électriques et ce sans imposer de profil de dégradation au préalable.

Les principales perspectives sont les suivantes : améliorer les modèles utilisés, améliorer les caractérisations expérimentales pour des déformations plastiques très faibles ou encore appliquer le modèle au cas d'une machine électrique.

## 7. REFERENCES

- [1] N. Leuning, B. Schuete, S. Schweren, et K. Hameyer, « Loss Parameter Identification After Cutting for Different Non-Oriented Electrical Steel Grades », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 58, n° 8, p. 1-5, août 2022, doi: 10.1109/TMAG.2022.3151844.
- [2] V. Manescu-Paltanea, G. Paltanea, et I. V. Nemoianu, « Degradation of Static and Dynamic Magnetic Properties of Non-Oriented Steel Sheets by Cutting », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 54, n° 11, p. 1-5, nov. 2018, doi: 10.1109/TMAG.2018.2834375.
- [3] H. Lee et J.-T. Park, « Effect of Cut-Edge Residual Stress on Magnetic Properties in Non-Oriented Electrical Steel », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 55, n° 2, p. 1-4, févr. 2019, doi: 10.1109/TMAG.2018.2866680.
- [4] C.-C. Chiang, M.-F. Hsieh, Y.-H. Li, et M.-C. Tsai, « Impact of Electrical Steel Punching Process on the Performance of Switched Reluctance Motors », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 51, n° 11, p. 1-4, nov. 2015, doi: 10.1109/TMAG.2015.2449661.
- [5] F. Ossart, E. Hug, O. Hubert, C. Buvat, et R. Billardon, « Effect of punching on electrical steels: Experimental and numerical coupled analysis », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 36, n° 5, p. 3137-3140, sept. 2000, doi: 10.1109/20.908712.
- [6] H. Naumoski, B. Riedmüller, A. Minkow, et U. Herr, « Investigation of the influence of different cutting procedures on the global and local magnetic properties of non-oriented electrical steel », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 392, p. 126-133, oct. 2015, doi: 10.1016/j.jmmm.2015.05.031.
- [7] M. Emura, F. J. G. Landgraf, W. Ross, et J. R. Barreta, « The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 254-255, p. 358-360, janv. 2003, doi: 10.1016/S0304-8853(02)00856-9.
- [8] N. Leuning, S. Steentjes, et K. Hameyer, « Impact of grain size distribution on the magnetic deterioration due to cutting of electrical steel sheets », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 497, p. 166080, mars 2020, doi: 10.1016/j.jmmm.2019.166080.
- [9] H. A. Weiss et al., « Influence of shear cutting parameters on the electromagnetic properties of non-oriented electrical steel sheets », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 421, 2017.
- [10] H. A. Weiss et al., « Impact of Punching Parameter Variations on Magnetic Properties of Nongrain-Oriented Electrical Steel », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 54, n° 6, 2018.
- [11] E. G. Araujo, J. Schneider, K. Verbeken, G. Pasquarella, et Y. Houbart, « Dimensional Effects on Magnetic Properties of Fe-Si Steels Due to Laser and Mechanical Cutting », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 46, n° 2, 2010.
- [12] R. Siebert, J. Schneider, et E. Beyer, « Laser Cutting and Mechanical Cutting of Electrical Steels and its Effect on the Magnetic Properties », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 50, n° 4, 2014.
- [13] A. Kedous-Lebouc, O. Messal, et A. Youmssi, « Joint punching and frequency effects on practical magnetic characteristics of electrical steels for high-speed machines », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 426, p. 658-665, mars 2017, doi: 10.1016/j.jmmm.2016.10.150.
- [14] M. Bali et A. Muetze, « The Degradation Depth of Non-grain Oriented Electrical Steel Sheets of Electric Machines Due to Mechanical and Laser Cutting: A State-of-the-Art Review », *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 55, n° 1, p. 366-375, janv. 2019, doi: 10.1109/TIA.2018.2868033.
- [15] M. Bali et A. Muetze, « Modeling the Effect of Cutting on the Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets », *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 64, n° 3, p. 2547-2556, mars 2017, doi: 10.1109/TIE.2016.2589920.
- [16] M. Cossale, M. Kitzberger, G. Goldbeck, G. Bramerndorfer, D. Andessner, et W. Amrhein, « Local Degradation in Soft Magnetic Materials: A Simplified Modeling Approach », *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 55, n° 6, p. 5897-5905, nov. 2019, doi: 10.1109/TIA.2019.2940918.
- [17] Z. Gmyrek et A. Cavagnino, « Analytical method for determining the damaged area width in magnetic materials due to punching process », *IECON 2011 - 37th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2011, doi: 10.1109/IECON.2011.6119573.
- [18] A. Pulnikov, P. Baudouin, et J. Melkebeek, « Induced stresses due to the mechanical cutting of non-oriented electrical steels », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 254-255, p. 355-357, janv. 2003, doi: 10.1016/S0304-8853(02)00853-3.
- [19] N. M'zali, T. Henneron, A. Benabou, F. Martin, et A. Belahcen, « Finite Element Analysis of the Magneto-Mechanical Coupling Due to Punching Process in Electrical Steel Sheet », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 57, n° 6, p. 1-4, juin 2021, doi: 10.1109/TMAG.2021.3058310.
- [20] M. Toto Jamil, A. BENABOU, S. Clénet, L. ARBENZ, et J.-C. Mipo, « Development and validation of an electrical and magnetic characterization device for massive parallelepiped specimens », *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, vol. 61, n° supplément 1, p. S31-S38, juill. 2019, doi: 10.3233/jae-191491.
- [21] N. M'zali, F. Martin, R. Sundaria, T. Henneron, A. Benabou, et A. Belahcen, « Finite-Element Modeling of Magnetic Properties Degradation Due to Plastic Deformation », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 56, n° 2, p. 1-4, févr. 2020, doi: 10.1109/TMAG.2019.2951470.
- [22] M. J. Sablik, « Modeling the effect of grain size and dislocation density on hysteretic magnetic properties in steels », *Journal of Applied Physics*, vol. 89, n° 10, p. 5610-5613, mai 2001, doi: 10.1063/1.1359167.
- [23] H. T. Le Luong, F. Messine, C. Henaux, G. Bueno Mariani, N. Voyer, et S. Molloy, « Comparison between fmincon and NOMAD optimization codes to design wound rotor synchronous machines », *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, vol. 60, n° S1, p. S87-S100, janv. 2019, doi: 10.3233/JAE-191108.