



HAL
open science

ETUDE ET CONCEPTION D'UN DEPILEUR ELECTROMAGNETIQUE DE TOLES D'ALUMINIUM

Cyril Malargé

► **To cite this version:**

Cyril Malargé. ETUDE ET CONCEPTION D'UN DEPILEUR ELECTROMAGNETIQUE DE TOLES D'ALUMINIUM. Energie électrique. Université du Havre, 2001. Français. NNT: . tel-00645331

HAL Id: tel-00645331

<https://theses.hal.science/tel-00645331>

Submitted on 27 Nov 2011

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.

THESE

Présentée
pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DU HAVRE

Spécialité : GENIE ELECTRIQUE

par

Cyril MALARGE

Ingénieur E.S.M.E

**ETUDE ET CONCEPTION D'UN DEPILEUR
ELECTROMAGNETIQUE DE TOLES D'ALUMINIUM**

Soutenue le 20 novembre 2001 devant le Jury composé de :

Messieurs

S. SAADATE	Président et Rapporteur
B. DAKYO	Examineur
E. DESTOBBELEER	Examineur
G. BARAKAT	Examineur
M. E. H. BENBOUZID	Rapporteur
B. CRIQUI	Examineur

Thèse préparée au sein du Groupe de Recherche en Electrotechnique et Automatique du Havre

AVANT-PROPOS

Les travaux de recherche présentés dans ce rapport se sont effectués dans le cadre d'une collaboration entre la Région Haute-Normandie, la société RENAULT SA et l'Université du Havre. Je tiens tout particulièrement à remercier Monsieur le Président du Conseil Régional de Haute-Normandie pour avoir attribué une bourse Régionale et ainsi permis d'effectuer ce travail dans les meilleures conditions.

Que la société RENAULT représentée par Messieurs JOUBERT, CRIQUI, FEGAR ainsi que l'ensemble de ses intervenants soit sincèrement remerciée tant pour avoir accepté de financer ce travail de recherche que pour avoir proposé un sujet très intéressant par sa complexité et par la diversité des domaines de compétences qu'il rassemble.

Je signale que ce travail a été effectué d'Octobre 1996 à 1999 au sein du LEPII alors dirigé par le professeur PROTIN que je remercie de m'avoir accueilli.

Je voudrais adresser aussi mes remerciements à Monsieur Shahrokh SAADATE, Professeur à l'Université de Nancy, et Monsieur Mohammed El Hachemi BENBOUZID, Maître de Conférences à l'Université d'Amiens, de m'avoir fait l'honneur d'accepter d'être les rapporteurs de ce mémoire de thèse de doctorat.

J'exprime ma profonde reconnaissance à Monsieur B. DAKYO, Professeur à l'Université du Havre et directeur du GREAH et directeur de la thèse, pour les échanges toujours fructueux et l'expérience qu'il a bien voulu apportée tant sur la définition de la maquette expérimentale que pour la solution des problèmes rencontrés.

Je tiens tout particulièrement à remercier Monsieur G. BARAKAT, Maître de Conférences à l'Université du Havre, pour la qualité de son encadrement scientifique. J'ai, à ses côtés, beaucoup appris tant sur la méthodologie et la rédaction d'un document scientifique que plus largement sur l'approche des problèmes quotidiens que rencontrent la plupart des chercheurs.

J'adresse mes plus sincères remerciements à Monsieur J.M.BLAQUIERE, Assistant-Ingénieur à l'Université du Havre, pour avoir grandement contribué à la réalisation de la maquette expérimentale.

Je ne saurais clore ces remerciements sans un clin d'œil tout particulier à mes collègues du GREAH pour la chaleureuse ambiance de travail qu'ils entretiennent.

SOMMAIRE

NOMENCLATURE	6
TABLE DES FIGURES	8
INTRODUCTION GENERALE	12

CHAPITRE 1

LE DEPILAGE DE L'ALUMINIUM : CARACTERISATION DU PROBLEME ET SOLUTIONS ACTUELLES

1-1- Introduction	16
1-2- Description du processus de dépilage des tôles dans une chaîne d'emboutissage de l'industrie automobile	16
1-3- Description et analyse du comportement d'un lot de tôles soumis à une sollicitation mécanique	18
<u>1-3-1- Comportement expérimental d'un lot de tôles soumis à une sollicitation mécanique de dépilage</u>	18
<u>1-3-2- Analyse simplifiée du comportement d'un lot de tôles huilées soumis à une sollicitation mécanique</u>	21
<i>1-3-2-1- Comportement du film d'huile face aux sollicitations mécaniques et conséquences pour le dépilage</i>	21
<i>1-3-2-2- Déformations de la tôle : influence de l'inclinaison de l'effort appliqué</i>	22
1-4- Processus de dépilage des tôles ferromagnétiques	25
1-5- Principe de la force électromagnétique: application au dépilage	28
<u>1-5-1- Cahier des charges</u>	28
<u>1-5-2- Les dépilleurs actuels : description et limites</u>	28
<i>1-5-2-1- Les dépilleurs mécaniques</i>	29
<i>1-4-2-2- Les dépilleurs pneumatiques</i>	30
<u>1-5-2- Détermination des caractéristiques et profils de l'effort de dépilage des tôles d'aluminium par essais mécaniques</u>	31
<i>1-4-2-3- Effort normal au plan des tôles</i>	32
<i>1-4-2-3- Effort incliné par rapport au plan des tôles</i>	33
1-6- Principe du dépilleur électromagnétique de tôles d'aluminium	34

1-7- Conclusion

39

CHAPITRE 2

EFFORT ELECTROMAGNETIQUE PRODUIT PAR SOURCE DE CHAMP ALTERNATIF	
2-1- Introduction	41
2-2- Structures génératrices d'ondes de champ glissant	41
<u>2-2-1- Modélisation analytique du système inducteur-induit et calcul de l'effort engendré par un inducteur sur une cible en aluminium</u>	42
2-2-1-1- <i>Modélisation et calcul des différentes grandeurs électromagnétiques</i>	42
2-2-1-1-1- <i>Equations de base de magnétodynamique</i>	42
2-2-1-1-2- <i>Résolution des équations en potentiel vecteur</i>	45
2-2-1-2- <i>Calcul de l'effort engendré</i>	49
<u>2-2-2- Influence des divers paramètres de l'inducteur sur les caractéristiques de l'effort engendré</u>	51
2-2-2-1- <i>Disposition du bobinage inducteur</i>	51
2-2-2-2- <i>Influence des caractéristiques des courants inducteurs et de l'entrefer</i>	53
2-3- Structures génératrices d'ondes de champ pulsant : les électro-aimants	56
<u>2-3-1- Structures magnétiques classiques à électro-aimants</u>	56
2-3-1-1- <i>Présentation du principe et potentialités des structures magnétiques classiques</i>	56
2-3-1-2- <i>Structures avec noyau magnétique à armature plate</i>	58
2-3-1-3- <i>Association de deux électro-aimants</i>	65
<u>2-3-2- Structures à armature magnétique adaptée</u>	67
2-4- Conclusion	75

CHAPITRE 3

EFFORT ELECTROMAGNETIQUE PRODUIT PAR SOURCES STATIQUES

3-1- Introduction	78
3-2- Présentation du principe	78
3-3- Modélisation analytique tridimensionnelle de la source de champ statique	80
<u>3-3-1- Notions de base de magnétostatique</u>	81
<i>3-3-1-1- Potentiel scalaire d'un milieu aimanté</i>	81
<i>3-3-1-2- Relations entre les différentes grandeurs magnétiques décrivant un milieu aimanté</i>	82
<i>3-3-1-3- Notion de champ démagnétisant d'un volume aimanté</i>	83
<u>3-3-2- Calcul du champ magnétique par les équations intégrales du potentiel scalaire magnétique</u>	84
<i>3-3-2-1- Calcul du champ magnétique à l'intérieur d'un volume aimanté élémentaire</i>	84
<i>3-3-2-2- Calcul du champ magnétique créé par un volume aimanté élémentaire sur un autre élément</i>	85
<i>3-3-2-3- Expression complète du champ magnétique</i>	85
<u>3-3-3- Application à la géométrie cartésienne de la source magnétique envisagée</u>	86
<i>3-3-3-1- Calcul des éléments de la matrice [C]</i>	88
<i>3-3-3-2- Calcul des éléments de la matrice [D]</i>	92
<i>3-3-3-3- Application au calcul de l'induction présente dans les tôles et comparaison avec une simulation numérique par éléments finis</i>	93
3-4- Modélisation de la répartition du courant électrique dans la tôle	99
3-5- Calcul de l'effort généré par interaction d'un champ magnétique et d'un courant électrique	103
<u>3-5-1- Calcul de l'effort par la formule de Laplace: application au défilage</u>	103
<u>3-5-2- Optimisation des dimensions des aimants permanents</u>	107
3-6- Conclusion	110

CHAPITRE 4

**DISPOSITIF EXPERIMENTAL DE DEPILAGE DE
TOLES D'ALUMINIUM PAR SOURCES STATIQUES**

4-1- Introduction	112
4-2- Présentation et test du dispositif à aimants permanents	112
<u>4-2-1- Présentation du dispositif expérimental</u>	112
<u>4-2-2- Mesure de l'induction magnétique et validation expérimentale du modèle analytique</u>	114
4-3- Le dispositif « source de courant »	117
<u>4-3-1- Structure de la source de courant</u>	117
<u>4-3-2- Analyse du fonctionnement de la source de courant</u>	119
4-3-2-1- <i>Equations de fonctionnement</i>	119
4-3-2-2- <i>Principe de la commande</i>	121
4-3-2-3- <i>Relevés de différentes grandeurs électriques</i>	123
<u>4-3-3- Présentation des contacts électriques</u>	127
4-4- Efficacité du dépilage par sources statiques	129
4-5- Conclusion	131
CONCLUSION GENERALE	133
BIBLIOGRAPHIE	137

TABLE DES FIGURES

Chapitre 1

- fig.1-1 : Empilement de tôles d'aluminium
- fig.1-2 : Vue de dessus d'un paquet de tôles et d'un bras à ventouses
- fig.1-3 : Présentation du paquet de tôles et du convoyeur à ventouses
- fig.1-4 : Vue en perspective de la zone de meilleure efficacité
- fig.1-5 : Couches constituant le paquet de tôles
- fig.1-6 : Déformée d'une poutre élastique encastrée en son extrémité B(1,0) et subissant un effort en son extrémité A(0,0)
- fig.1-7 : Allure de la déformée d'une tôle d'aluminium de longueur $l=1\text{m}$ pour différentes inclinaisons
- fig.1-8 : Allure de la déformée d'une tôle d'aluminium pour un effort normal, un effort orienté à 45° vers l'intérieur de la pile et un effort orienté à 45° vers l'extérieur de la pile
- fig.1-9 : Structure de dépilage des tôles ferromagnétiques
- fig.1-10 : Vue en coupe du système aimants-tôles ferromagnétiques
- fig.1-11 : Illustration du défaut de rectitude entre deux tôles consécutives
- fig.1-12 : Illustration du profil d'effort mécanique exercé sur la tôle supérieure
- fig.1-13 : Procédé de dépilage mécanique conçu par VOLVO
- fig.1-14 : Vue en coupe du système de dépilage de tôles par jet d'air
- fig.1-15 : Effort normal au plan des tôles d'aluminium
- fig.1-16 : Illustration des efforts opposés appliqués à un lot de deux tôles
- fig.1-17 : Modélisation électrique d'un paquet de tôles d'aluminium huilées
- fig.1-18 : Repère d'étude lié aux tôles d'aluminium

Chapitre 2

- fig.2-1 : Système inducteur-air-induit
- fig.2-2 : Modèle inducteur-air-induit
- fig.2-3 : Force magnétomotrice (fmm) créée par une phase
- fig.2-4 : Effort engendré dans le plan des tôles par un bobinage vertical
- fig.2-5 : Possibilités de disposition du bobinage inducteur pour la création d'un effort dont une des composantes est normale au plan des tôles
- fig.2-6 : Evolution du module de l'effort en fonction de l'entrefer a
- fig.2-7 : Evolution du module de l'effort en fonction de la fréquence
- fig.2-8 : Trièdes force-courants induits-champ magnétique dans l'épaisseur d'une tôle
- fig.2-9 : Structures à armature plate en forme de U, E et T
- fig.2-10 : Topologie des lignes de champ délivrées par un inducteur en T placé sur le côté des tôles
- fig.2-11 : Repère utilisé pour la représentation des différentes grandeurs électromagnétiques dans les tôles d'aluminium
- fig.2-12 : Evolution du module de la densité de courant au niveau de la tôle supérieure pour différentes fréquences
- fig.2-13 : Evolution des phases de la densité de courant calculées au niveau de la tôle supérieure (courant sortant pour $-90^\circ < \varphi < 90^\circ$) pour différentes fréquences
- fig.2-14 : Evolution de l'induction normale B_y dans la première tôle
- fig.2-15 : Illustration de l'évolution de la composante normale de l'effort généré par un inducteur de type T
- fig.2-16 : Notations utilisées pour le calcul d'effort
- fig.2-17 : Principe de l'association de deux électro-aimants
- fig.2-18 : Principe de production d'effort avec un inducteur à armature magnétique adaptée
- fig.2-19 : Présentation d'une géométrie de type U
- fig.2-20 : Structure magnétique en forme de pince
- fig.2-21 : Topologie des lignes de champ pénétrant dans les tôles d'aluminium
- fig.2-22 : Modules de la densité de courant dans la première tôle pour différentes fréquences et différents entrefers

fig.2-23 : Modules de la densité de courant dans les deux premières tôles pour deux inducteurs en pince différents

Chapitre 3

fig.3-1 : Présentation du principe de la «solution statique»

fig.3-2 : Orientation et profil d'effort obtenu par la «solution statique»

fig.3-3 Notations utilisées pour un élément de volume V et d'aimantation $\vec{M}(\vec{r}')$

fig.3-4: Vue du dessus du système aimants-circuit magnétique

fig.3-5 : Notations employées pour le calcul des matrices $[C]$ et $[D]$ pour un élément parallélépipédique

fig.3-6: Organigramme de calcul de l'induction magnétique en un point $M_0(x_0, y_0, z_0)$ des tôles

fig.3-7 : Comparaison modèle semi-analytique-modèle numérique des composantes de l'induction présente au bord de la tôle en présence du circuit magnétique

fig.3-8: Comparaison modèle semi-analytique-modèle numérique des composantes de l'induction présente au bord de la tôle en l'absence du circuit magnétique

fig.3-9: Evolution des composantes de l'induction en fonction de la hauteur des aimants

fig. 3-10 : Géométrie de la tôle comportant les contacts électriques

fig.3-11 : Représentation des lignes de courant circulant dans la tôle entre deux électrodes

fig.3-12 : Repères d'études utilisés au cours du développement

fig.3-13 : Organigramme d'optimisation des dimensions des aimants permanents en fonction d'un gabarit de force donné

Chapitre 4

- fig.4-1 : Vue de dessus du dispositif à aimants permanents
- fig.4-2 : Vue en coupe du dispositif à aimants permanents
- fig.4-3 : Références 1, 1', 2, 2' de mesure du module de l'induction
- fig.4-4 : Mesures du module de l'induction magnétique pour les références 1 et 1'
- fig.4-5 : Mesures du module de l'induction pour les références 2 et 2'
- fig.4-6 : Comparatif entre les modules de l'induction mesurée et calculée pour la référence 1
- fig.4-7 : Comparatif entre les modules de l'induction mesurée et calculée pour la référence 2
- fig.4-8 : Structure de la source de courant
- fig.4-9 : Formes d'onde théoriques relatives aux grandeurs de la source de courant
- fig.4-10 : Schéma synoptique de la commande
- fig.4-11 : Caractéristique d'un VCO
- fig.4-12 : Tension V en sortie du demi-pont et courant électrique dans l'inductance L
- fig.4-13 : Courant électrique présent dans l'inductance L et dans une tôle d'aluminium
- fig.4-14 : Tension et courant électriques mesurés sur une tôle d'aluminium
- fig.4-15 : Tension et courant aux bornes de la diode D2
- fig.4-16 : Tension et courant aux bornes de l'IGBT K2 au blocage
- fig.4-17 : Illustration de la force que subit l'électrode d'amenée de courant au contact avec la tôle
- fig.4-18 : Système ventouse-contact électrique
- fig.4-19 : Vue du dessus du dispositif expérimental de dépilage

NOMENCLATURE

\vec{A} :	potentiel vecteur magnétique (Wb)
\vec{B} :	vecteur induction magnétique (T)
\vec{E} :	vecteur champ électrique (V/m)
\vec{H} :	vecteur champ magnétique (A/m)
\vec{J} :	vecteur densité de courant (A/m^2)
\vec{S} :	vecteur polarisation magnétique (T)
\vec{M} :	vecteur aimantation (T)
\vec{F} :	vecteur force (N)
j :	nombre complexe défini par $j^2=-1$
k :	nombre d'onde (m^{-1})
λ :	longueur d'onde (m)
ϕ :	potentiel scalaire magnétique
σ :	conductivité électrique
ρ^* :	densité de charge volumique
σ^* :	densité de charge superficielle
B_r :	induction rémanente (T)
L_a, h_a, l_a :	longueur, hauteur et largeur d'aimant (m)
S_x, S_y, S_z :	surfaces d'un élément parallélépipédique élémentaire
x, y, z :	coordonnées dans un repère cartésien
S_a :	sous-système aimants
S_f :	sous-système fer
d :	distance normale inter-aimant(m)
μ_0 :	perméabilité magnétique du vide (H/m)
μ_r :	perméabilité magnétique relative
χ :	susceptibilité magnétique
N :	facteur démagnétisant
I_3 :	matrice identité de dimension 3
f :	fréquence (Hz)
ω :	pulsation électrique (rad/s)

δ :	épaisseur de peau (m)
I :	courant électrique (A)
J :	densité de courant
l :	longueur entre deux contacts électriques (m)
R :	résistance (Ω)
L :	inductance (H)
fmm :	force magnétomotrice (A)
p :	nombre de paires de pôles
Z :	nombre d'encoches par pôles et par phase
ep :	épaisseur d'une tôle (m)
ε :	défaut de rectitude des tôles (m)
E :	module d'Young (MPa)
M_z :	moment fléchissant d'axe z ($N.m$)
I_{Gz} :	moment quadratique d'axe z (m^4)

INTRODUCTION GENERALE

Ce travail de recherche a été réalisé dans le cadre de l'introduction de tôles en aluminium sur les sites d'emboutissage de Renault-Regienov. En effet, dans un souci de réduction de la consommation d'énergie, les constructeurs automobiles ont introduit depuis peu des tôles en aluminium en remplacement des tôles de fer pour la construction de certaines parties de caisse de voitures. Ces tôles sont livrées par paquets, empilées les unes sur les autres et uniformément huilées sur les deux faces. Elles doivent ensuite être dépilées une à une pour être convoyées jusqu'à la chaîne d'emboutissage. Auparavant, comme les flans étaient en matière ferromagnétique, le dépilage était assuré par attraction magnétique exercée par des aimants permanents placés en périphérie de la pile. Ce procédé étant inefficace dans le cas de tôles en aluminium, il a fallu avoir recours à d'autres systèmes qui, par rupture du film d'huile présent entre les tôles, assurent l'extraction de la tôle supérieure.

Les travaux de recherches portant sur la conception d'un nouveau dispositif de dépilage ont commencé en Octobre 1996. Nous avons donc mené des recherches bibliographiques sur les brevets et les publications dans le but de recenser les dépilleurs de tôles d'aluminium actuellement mis en place sur les sites d'emboutissage. Le dépilage des tôles amagnétiques est aujourd'hui assuré par deux types de procédés : mécanique et pneumatique. Le procédé mécanique consiste en l'insertion, par exemple, du filetage d'une tige entre la tôle supérieure et le reste du paquet assurant ainsi la séparation de la tôle [2, 3]. Le procédé pneumatique est basé sur l'injection d'air sous pression entre les deux premières tôles, par l'utilisation de becs plats placés au bord du paquet [1] rompant ainsi le film d'huile et produisant la séparation.

Dans le cas de la solution mécanique, le frottement de la tige sur les tôles répand des copeaux de matière sur leurs faces dégradant ainsi l'état de la tôle pour des opérations ultérieures, par exemple la peinture. De plus, cette solution étant très sensible aux variations de la rectitude du paquet de tôles, le mécanisme de déplacement transversal de la tige au bord du paquet comporte des éléments mécaniques complexes et encombrants. La solution pneumatique présente les mêmes inconvénients que la précédente s'agissant du

positionnement des becs de soufflet au bord du paquet. Elle exige en plus l'installation de tuyaux à air comprimé au voisinage du paquet de tôles.

Pour ces différentes raisons, les travaux se sont orientés vers la recherche d'une solution de dépilage électromagnétique, comme c'était le cas avec les tôles ferromagnétiques. Il s'agit donc de soumettre la tôle supérieure à des efforts électrodynamiques adaptés au dépilage et permettant de s'affranchir des problèmes précités. Dans ce document, nous présenterons les différentes solutions électromagnétiques étudiées dans le cadre de notre travail sur le dépilage des tôles.

Le premier chapitre a pour objet de caractériser l'effort de dépilage en vue de la détermination de l'effort électrodynamique nécessaire afin de proposer les structures électromagnétiques adaptées. Après avoir présenté le cadre industriel du dépilage des tôles au sein d'une chaîne d'emboutissage, nous rappelons quelques notions de résistance des matériaux et des films minces nécessaires à la bonne compréhension du comportement dynamique des tôles soumises à des sollicitations. Ensuite, nous exposons le processus introduit par Renault sur ses sites d'emboutissage pour réaliser le dépilage des flans ferromagnétiques ainsi que les solutions trouvées dans la bibliographie et utilisées par certains constructeurs automobiles pour le dépilage des tôles amagnétiques. Nous procédons ensuite à la détermination expérimentale des caractéristiques de l'effort nécessaire pour réaliser un dépilage efficace dit *effort de dépilage*. Enfin, nous recensons, de façon non exhaustive, les structures électromagnétiques susceptibles d'assurer la production de cet effort de dépilage.

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude de quelques dépilleurs électromagnétiques potentiels où l'effort de dépilage est produit par l'interaction entre un champ magnétique alternatif et des courants induits dans la tôle supérieure. Pour ce faire, nous nous proposons, dans un premier temps, de modéliser analytiquement l'incidence d'une onde de champ glissant sur une cible en aluminium en vue d'étudier les caractéristiques de l'effort électrodynamique engendré au niveau de la cible. Ensuite, nous nous attachons à la définition et à l'étude de plusieurs types d'inducteurs susceptibles de produire l'effort de dépilage désiré. Ces études sont effectuées à l'aide de simulations numériques par éléments finis. Enfin, l'adaptabilité des différentes structures d'inducteurs étudiées au dépilage est commentée et leur efficacité discutée et évaluée.

Le troisième chapitre a pour objet l'étude et le dimensionnement d'un dépileur électromagnétique « statique ». Cette solution a donné lieu au dépôt d'un brevet [4]. L'effort de dépilage est produit par l'interaction entre un champ magnétique statique et un courant électrique circulant dans la tôle supérieure. Le champ magnétique est généré par une source magnétique constituée d'aimants permanents et d'un circuit magnétique de retour de flux. Le courant électrique est délivré par une source de courant et circule dans la tôle supérieure par le biais de deux électrodes. Afin de dimensionner la structure proposée, le champ magnétique est calculé par le biais d'une modélisation semi-analytique tridimensionnelle. Une comparaison avec une simulation numérique par éléments finis permet de valider la modélisation effectuée. Ensuite, la répartition du courant électrique dans la tôle supérieure est modélisée analytiquement par la résolution de l'équation de Laplace dans le plan de la tôle. Enfin, les modèles proposés pour le calcul du champ magnétique et de la répartition du courant électrique dans la tôle supérieure sont utilisés dans une procédure d'optimisation du dépileur proposé.

Le dernier chapitre présente la réalisation expérimentale du dépileur statique étudié au chapitre précédent. La maquette expérimentale est composée d'un circuit magnétique à aimants permanents et d'une source de courant. Le premier paragraphe présente le dispositif à aimants permanents dont le rôle est de délivrer une répartition de champ magnétique statique au niveau des tôles d'aluminium. Le deuxième paragraphe décrit la structure et le synoptique de commande de la source de courant électrique dont le rôle est de faire circuler un courant électrique unidirectionnel entre les contacts électriques. Le dernier paragraphe rend compte des résultats de dépilage obtenus avec ce dispositif.

En dernier lieu, nous concluons en procédant à une évaluation de la viabilité des différentes solutions étudiées et nous proposons les perspectives à venir en vue de l'amélioration du procédé électromagnétique de dépilage.

CHAPITRE 1

LE DEPILAGE DE L'ALUMINIUM : CARACTERISATION DU PROBLEME ET SOLUTIONS ACTUELLES

1-1- Introduction

Ce premier chapitre a pour objet de présenter dans son ensemble les problèmes rencontrés par RENAULT pour réaliser le dépilage des tôles d'aluminium. Il est décomposé en quatre paragraphes.

Le premier paragraphe présente le cadre industriel du dépilage des tôles au sein d'une chaîne d'emboutissage.

Le deuxième paragraphe présente des notions de physique des plaques et des films minces nécessaires à la bonne compréhension du comportement dynamique des tôles soumises à des sollicitations.

Le troisième paragraphe expose le processus introduit par RENAULT sur ses sites d'emboutissage pour réaliser le dépilage des flans ferromagnétiques.

Le quatrième paragraphe a pour objet de présenter le problème du dépilage de tôles amagnétiques en aluminium. Un exposé des solutions actuellement mises en oeuvre sur les sites d'emboutissage précède la détermination expérimentale des caractéristiques de l'effort nécessaire pour réaliser un dépilage efficace dit *effort de dépilage*.

Enfin, le dernier paragraphe recense les principes électromagnétiques susceptibles d'assurer la production de cet effort de dépilage.

1-2- Description du processus de dépilage des tôles dans une chaîne d'emboutissage de l'industrie automobile

Les tôles constituant la carrosserie des véhicules arrivent sur les sites d'emboutissage par paquets de feuilles huilées et empilées les unes sur les autres (cf *fig.1-1*, *fig.1-3*). Elles sont extraites par un bras à ventouses (cf *fig.1-2*) qui les soulève en leur centre et les convoie

jusqu'à la chaîne d'emboutissage pour être mises sous presse. Ce bras à ventouses doit assurer le transfert des tôles une à une pour ne pas détruire le poinçon qui découpe ensuite les flans lors du formage sous presse.

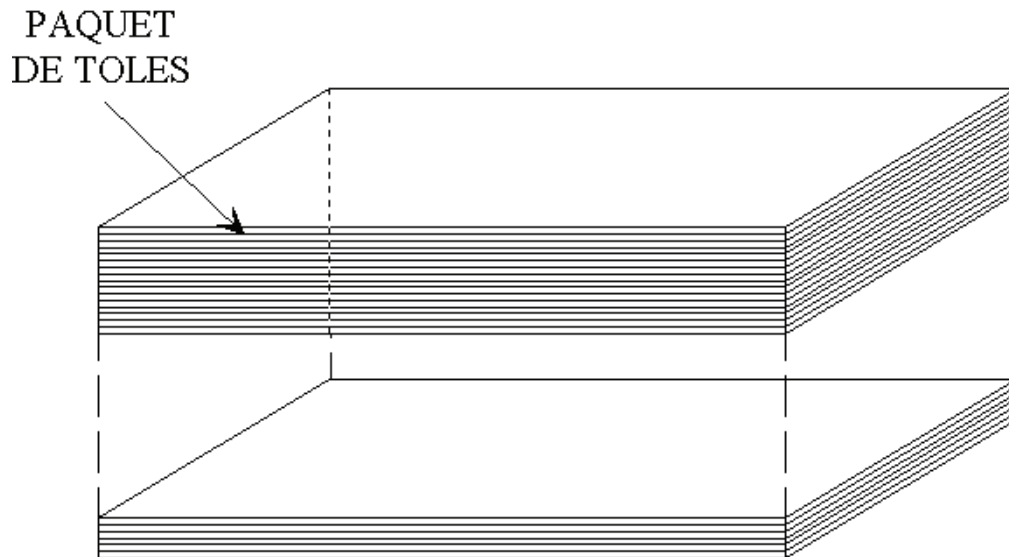


fig.1-1 : Empilement de tôles d'aluminium

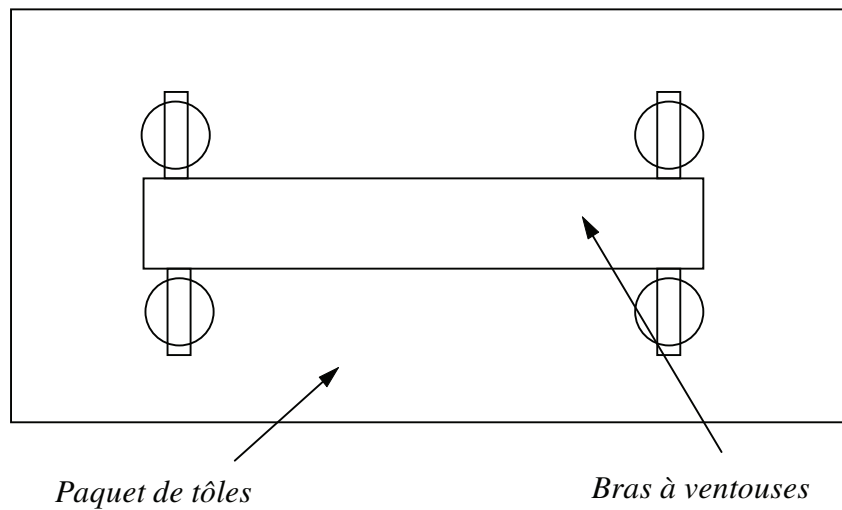


fig.1-2 : Vue de dessus d'un paquet de tôles et d'un bras à ventouses

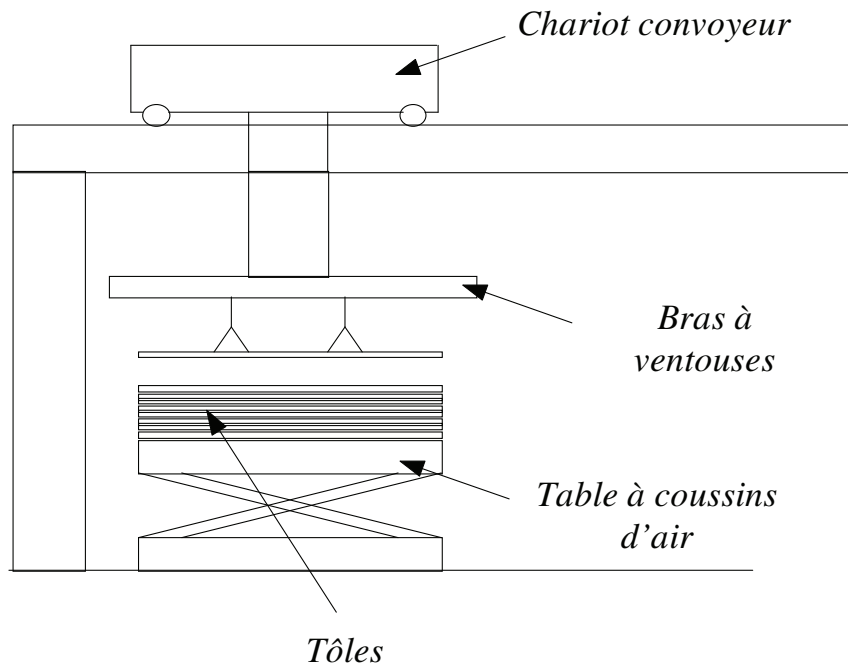


fig.1-3 : Présentation du paquet de tôles et du convoyeur à ventouses

Le processus de dépilage des tôles consiste donc à assurer la préhension d'une seule tôle par le bras à ventouses en adjoignant un dispositif capable d'assurer la séparation de la tôle supérieure du reste du paquet avant que le bras à ventouses ne s'en saisisse. Cette séparation doit intervenir dans une cadence de 5 à 6 secondes.

1-3- Description et analyse du comportement d'un lot de tôles soumis à une sollicitation mécanique

1-3-1- Comportement expérimental d'un lot de tôles soumises à une sollicitation mécanique de dépilage

Pour analyser le comportement d'un lot de tôles huilées soumises à un effort de dépilage, une campagne d'essais a été menée au GREAH sur un lot de tôles considéré comme typique. Il est apparu au vu des nombreux essais menés que l'efficacité du dépilage d'une tôle dépend essentiellement de l'efficacité à rompre le film d'huile présent entre deux flans. En effet, les films visqueux plaqués par le poids des flans engendrent une tension superficielle qui a pour conséquence de solidariser par adhérence les tôles entre elles. Le processus de dépilage

consiste donc à appliquer une force sur la tôle supérieure dans le but de réduire la tension superficielle entre les deux flans supérieurs jusqu'à rupture du film d'huile supérieur. La difficulté consiste à rompre précisément le film d'huile situé entre les deux tôles supérieures afin d'assurer l'extraction d'une seule tôle. A titre d'exemple, pour le cas où le film d'huile est rompu entre la deuxième et la troisième tôle, deux tôles sont alors extraites de la pile.

Suite à la campagne d'essais mentionnée plus haut, nous avons également mis en évidence que les films d'huile étaient plus fragilisés et donc plus faciles à rompre lorsque l'effort de dépilage était exercé autour des bords adjacents à un coin de tôle comme le montre la figure (fig.1-4). Ainsi, une fois que la rupture du film d'huile est initialisée au bord des tôles, l'air se propage ensuite entre les deux flans pour une rupture complète du film et un dépilage efficace du flan supérieur. En dehors de cette zone de "meilleure efficacité", la difficulté pour dépiler efficacement croît exponentiellement au fur et à mesure que le point d'impact de l'effort s'éloigne du coin de tôle.

Les caractéristiques de l'effort de dépilage seront donc déterminées pour un effort appliqué sur la tôle supérieure dans la zone de meilleure efficacité comme cela est illustré sur la figure (fig.1-4).

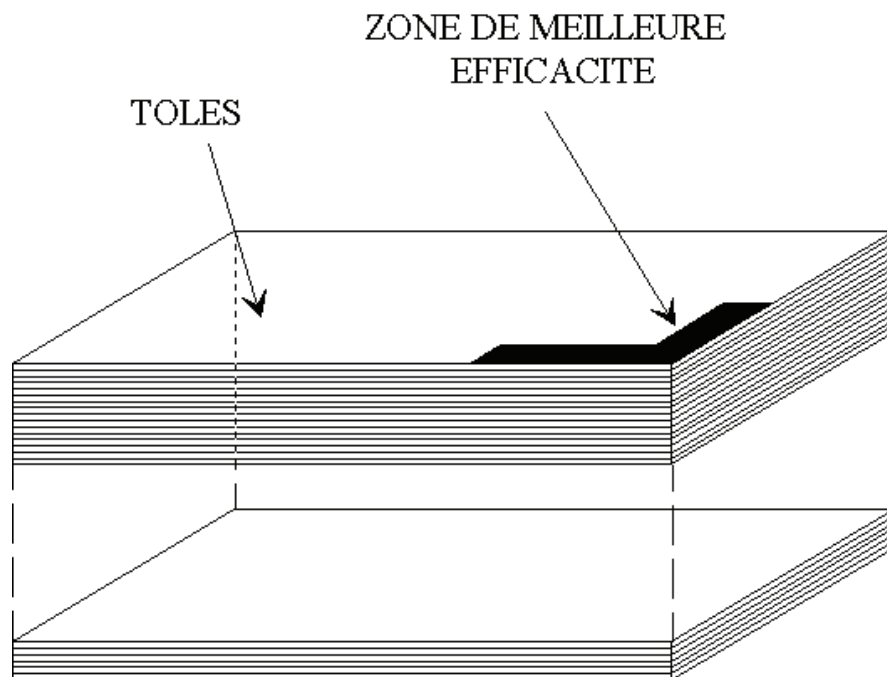


fig.1-4 : Vue en perspective de la zone de meilleure efficacité

Nous assimilerons le paquet de tôles d'aluminium à un domaine multi-couches (cf fig.1-5), une couche étant représentée par une plaque mince et un film d'huile pour une meilleure explication des résultats des essais menés.

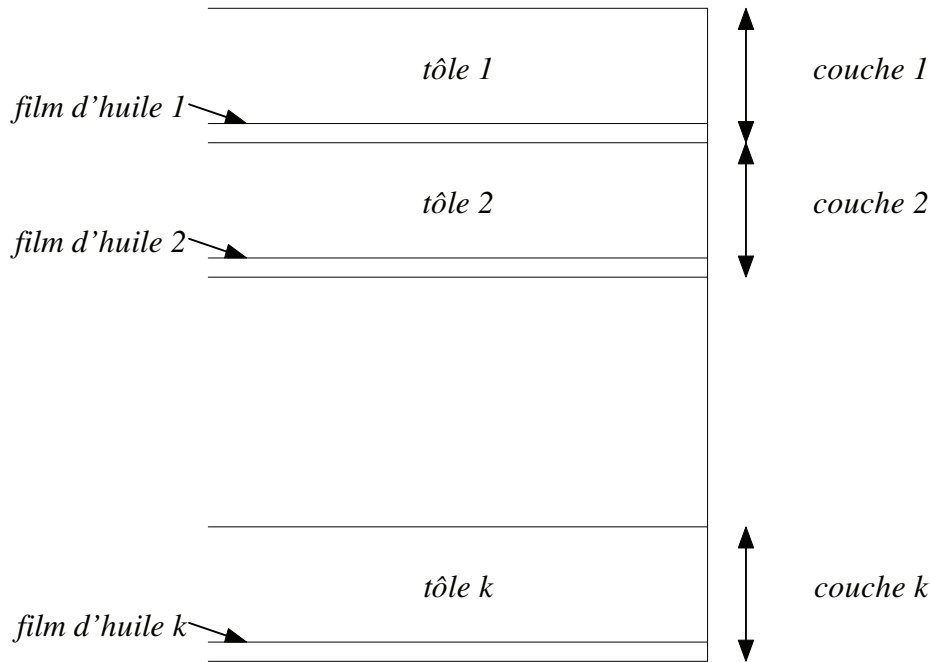


fig.1-5 : Couches constituant le paquet de tôles

L'effort qui est appliqué dans la zone de meilleure efficacité de la tôle 1 de la couche 1 se répercute sur n couches en fragilisant n films d'huile. La rupture se produit pour le film d'huile q de la couche q le moins résistant de tous ($1 \leq q \leq n$) et les q tôles situées au-dessus du film q sont extraites de la pile. Au vu des essais expérimentaux, la résistance d'un film est directement liée à ses caractéristiques intrinsèques (grammage, répartition...) et à la résistance des autres films d'huile impactés. Trois cas se présentent alors:

- $q=1$: La seule tôle supérieure est extraite de la pile. Dans ce cas, le dépilage est parfaitement réalisé, la tôle peut ensuite être convoyée jusqu'à la presse.
- $q=2$: Seules les deux premières tôles sont soulevées et extraites du reste de la pile. Il s'agit du cas le plus difficile puisque du fait de la faible raideur des tôles d'aluminium, la tôle inférieure peut suivre le

mouvement imprimé à la tôle supérieure sans pour autant provoquer par son poids la rupture du film d'huile situé entre ces deux tôles.

- $q=k$ ($k > 2$): Un lot de plusieurs tôles est extrait du reste de la pile. Dans ce cas précis, le poids des tôles inférieures soulevées peut avoir tendance au bout de quelques secondes à rompre le film d'huile présent entre deux tôles soulevées sans toutefois garantir une séparation sûre et certaine de la tôle supérieure du reste des tôles extraites.

Le cas $q=1$ représente environ 90 % des situations rencontrées au cours des essais. Dans ce cas, le dépilage est réalisé sans défauts alors que pour les deux autres cas représentant 10% des essais, l'extraction de la seule tôle supérieure n'est pas garantie. Le prochain paragraphe apporte des éléments de réponse théoriques sur ces observations.

1-3-2- Analyse simplifiée du comportement d'un lot de tôles huilées soumis à une sollicitation mécanique

1-3-2-1- Comportement du film d'huile face aux sollicitations mécaniques et conséquences pour le dépilage

L'étude du comportement du film d'huile entre deux tôles d'aluminium est particulièrement difficile tant la répartition du film d'huile est aléatoire entre les deux tôles. Aussi, on ne peut étudier un système de deux tôles séparées par un film d'huile sans tenir compte des tôles inférieures qui se trouvent dans la pile. Cependant, le calcul de la tension superficielle dans le film peut être effectué par les équations de la mécanique des fluides. L'étude du comportement du film d'huile consiste donc à résoudre les équations de Navier-Stokes dans un groupe de tôles situées en haut de la pile par le biais de la méthode des éléments finis. Cette modélisation étant assez compliquée à mettre en œuvre, le choix a été fait de réaliser cette étude de façon expérimentale en effectuant des essais statistiques sur un paquet de tôles représentatif des paquets utilisés en usine. Cette étude expérimentale sera exposée plus loin dans ce chapitre.

1-3-2-2- Déformation de la tôle: influence de l'inclinaison de l'effort appliqué

L'étude simplifiée de la déformation d'une tôle soumise à une sollicitation mécanique est réalisée à l'aide de l'équation de la déformée d'une poutre horizontale dite *équation de la ligne élastique* [8] de section constante possédant (O, \bar{x}, \bar{y}) comme plan de symétrie (cf fig.1-6), l'extrémité B de la poutre étant encastrée dans un bâti fixe. Cette approche simpliste du problème ne prend pas en compte la présence du film d'huile mais demeure intéressante pour bien comprendre le comportement élastique d'une tôle en réponse à une excitation mécanique.

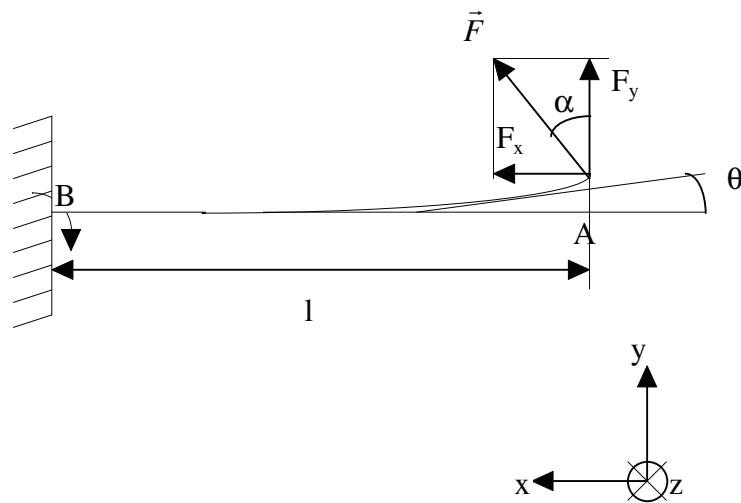


fig.1-6 : Déformée d'une poutre élastique encastrée en son extrémité B(l,0) et subissant un effort en son extrémité A(0,0)

L'équation de la ligne élastique $y=f(x)$ résulte de la résolution de l'équation (eq.1-1) [8] où M_z représente la mesure algébrique du moment de flexion de la section considérée dans le calcul:

$$\frac{\frac{d^2 y}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}} = -\frac{M_z}{EI_{Gz}} \quad (eq.1-1)$$

Dans un souci de simplification, nous limiterons l'étude aux petits déplacements, ce qui nous permet de poser l'hypothèse $\frac{dy}{dx} \ll 1$. L'équation (eq.1-1) devient donc:

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{M_z}{EI_{Gz}} \quad (eq.1-2)$$

Le moment de flexion $\vec{M} = M_z \vec{k}$ s'exprime de la manière suivante en un point $M(x,y,0)$ d'une section S:

$$\vec{M} = \begin{vmatrix} -x & F_x \\ -y & F_y \\ 0 & 0 \end{vmatrix} = (-xF_y + yF_x) \vec{k} = M_z \vec{k} \quad (eq.1-3)$$

En reportant l'équation (eq.1-3 dans eq.1-2), on obtient l'équation suivante à résoudre :

$$\frac{d^2 y}{dx^2} + \frac{F_x}{EI_{Gz}} y = \frac{F_y}{EI_{Gz}} x \quad (eq.1-4)$$

En posant $\omega_m = \sqrt{\frac{F_x}{EI_{Gz}}}$, l'équation de la ligne élastique s'écrit ainsi:

$$y(x) = C_1 \cos(\omega_m x) + C_2 \sin(\omega_m x) + C_3 x + C_4 \quad (C_1, C_2, C_3, C_4) \in \mathbb{R}^4 \quad (eq.1-5)$$

Les inconnues C_1 , C_2 , C_3 et C_4 sont déterminées en introduisant (eq.1-5) dans (eq.1-4) et en identifiant terme à terme puis en appliquant les conditions aux limites suivantes dues à l'encastrement de la poutre à l'abscisse $x=l$:

$$\begin{cases} y(x=l) = 0 \\ \left. \frac{dy}{dx} \right|_{x=l} = 0 \end{cases} \quad (eq.1-6)$$

Les inconnues C_1 , C_2 , C_3 et C_4 valent alors:

$$\begin{cases} C_1 = -\frac{F_y}{F_x \cos(\omega_m l)} \left[l + \frac{\sin(\omega_m l)}{\cos(2\omega_m l)} \left(l \sin(\omega_m l) - \frac{\cos(\omega_m l)}{\omega_m} \right) \right] \\ C_2 = \frac{F_y}{F_x \cos(2\omega_m l)} \left[l \sin(\omega_m l) - \frac{\cos(\omega_m l)}{\omega_m} \right] \\ C_3 = \frac{F_y}{EI_{Gz} \omega_m^2} = \frac{F_y}{F_x} \\ C_4 = 0 \end{cases} \quad (eq.1-7)$$

Ce modèle analytique de la déformée d'une poutre a été utilisé pour représenter l'allure de la déformée de la tôle pour différentes inclinaisons de l'effort de module constant.

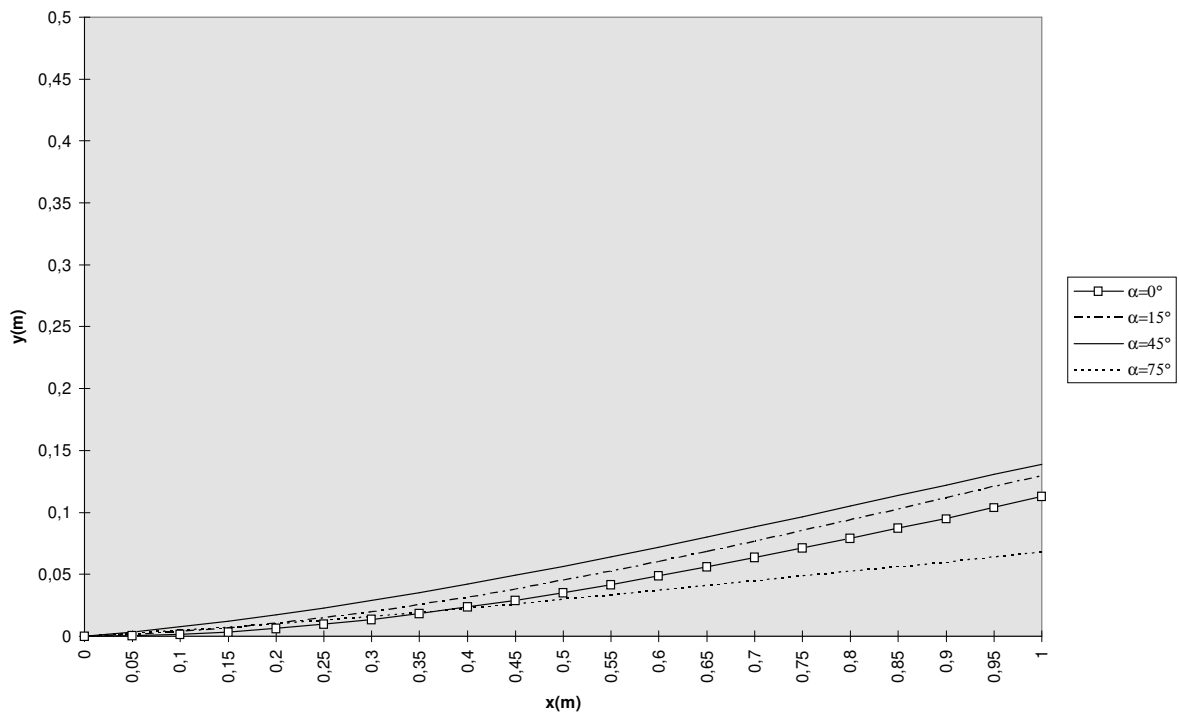


fig.1-7 : Allure de la déformée d'une tôle d'aluminium de longueur $l=1m$ pour différentes inclinaisons

Il apparaît clairement qu'un effort incliné d'un angle α compris entre 15° et 45° (cf fig.1-7) engendre une flèche et une déformation de la tôle plus importante que pour l'effort normal ($\alpha=0^\circ$), ce qui est favorable à l'amélioration du défilage des tôles. En revanche, pour un angle α égal à 75° , la déformation de la tôle est moins prononcée, l'effort semble donc moins efficace pour en améliorer le pelage. La figure (fig.1-8) confronte les résultats de la déformée d'une tôle subissant un effort incliné orienté vers l'extérieur de la tôle ($F_x < 0$) à la déformée de la tôle subissant le même effort orienté vers l'intérieur de la tôle.

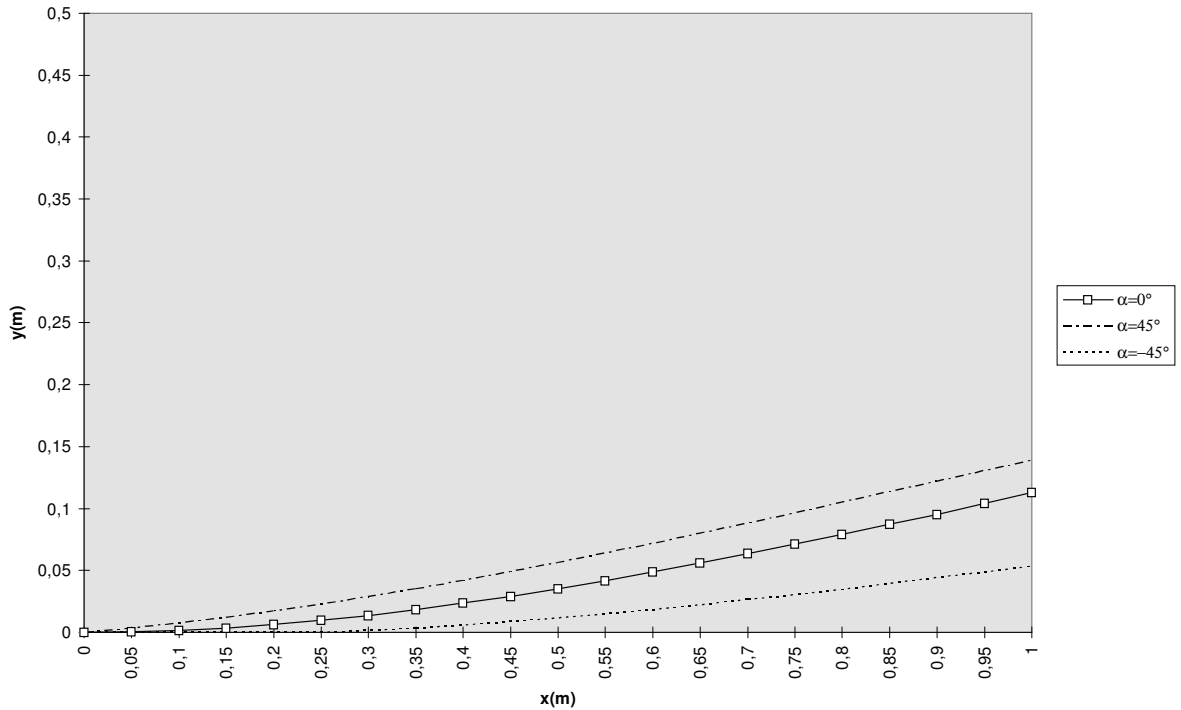


fig.1-8 : Allure de la déformée d'une tôle d'aluminium pour un effort normal, un effort orienté à 45° vers l'intérieur de la pile et un effort orienté à 45° vers l'extérieur de la pile

Nous constatons, d'après la figure (fig.1-8), que la déformée de la tôle est logiquement moins prononcée lorsque l'effort est orienté vers l'extérieur que lorsqu'il est orienté vers l'intérieur du flan.

Cette étude analytique simplifiée a permis de démontrer que l'application à l'extrémité d'une tôle d'un effort incliné d'un angle de 15° à 45° par rapport à la verticale et orienté vers l'intérieur de la pile permet d'en obtenir une plus grande déformation plus propice à la rupture du film d'huile supérieur.

1-4- Processus de défilage des tôles ferromagnétiques

Jusqu'à présent, les carrosseries de véhicules étaient principalement constituées de tôles d'acier pour la plupart des constructeurs, ce qui explique leur bonne maîtrise du défilage des tôles ferromagnétiques. Le défilage des tôles d'acier est ainsi obtenu en plaçant des aimants permanents en ferrite en périphérie des coins du paquet de tôles (cf fig.1-9). En effet, la force magnétique d'attraction due aux aimants qui s'exerce sur les tôles ferromagnétiques impose

un mouvement vertical ascendant aux tôles supérieures les plus proches des aimants. L'observateur peut ainsi constater que, par ce système, plusieurs tôles sont soulevées du reste de la pile et séparées de plusieurs millimètres les unes des autres (cf *fig.1-9*). Le bras convoyeur peut alors se saisir de la tôle supérieure et la transférer jusqu'à la presse pour y être emboutie.

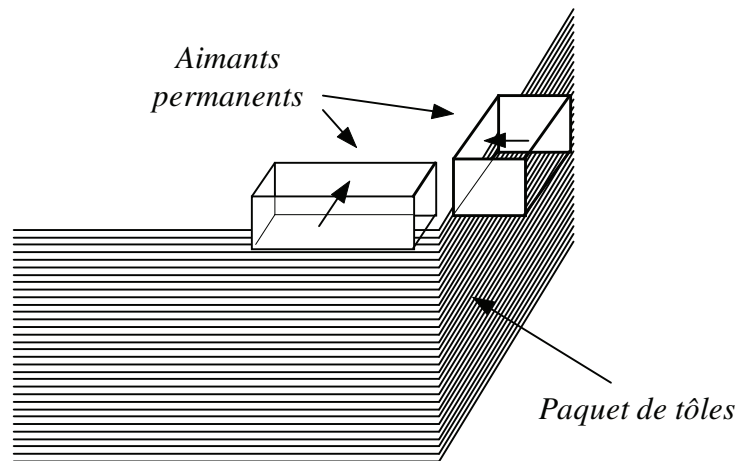


fig.1-9 : Structure de défilage des tôles ferromagnétiques

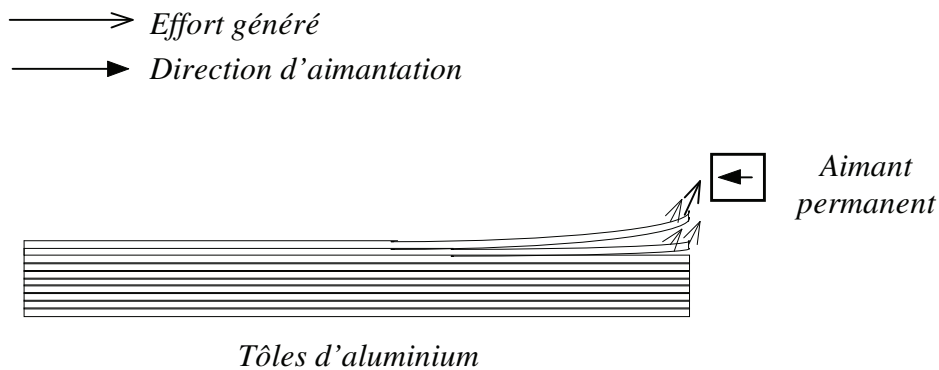


fig.1-10 : Vue en coupe du système aimants-tôles ferromagnétiques

Les aimants permanents exercent sur les tôles supérieures une force magnétique d'attraction à forte composante verticale. La composante de la force tangentielle au plan des tôles n'a aucune influence sur l'efficacité du défilage du fait de la présence de l'huile répartie sur toute la surface des tôles en les solidarissant les unes par rapport aux autres. De plus, l'important gradient d'énergie entre l'énergie magnétique emmagasinée dans les tôles d'acier

et celle emmagasinée dans le film d'huile constituant l'entrefer entre deux flans, associé à la grande raideur des tôles d'acier et à leur poids (cf §1-3) suffit à les séparer efficacement les unes des autres à partir de leurs coins, à l'endroit où le film d'huile est le plus fragile.

Ce principe de défilage basé sur l'interaction aimant permanent-circuit ferromagnétique et mis en place sur les sites d'emboutissage pour le défilage des tôles d'acier ne peut pas être appliqué au défilage des tôles d'aluminium du fait du caractère amagnétique de l'aluminium. L'intégration de plus en plus fréquente de tôles d'aluminium dans les carrosseries pose le problème du défilage des tôles en aluminium. Le prochain paragraphe a donc pour objet de présenter la problématique du défilage des tôles amagnétiques en aluminium.

1-5- Dépilage des tôles amagnétiques : application aux flans d'aluminium

1-5-1- Cahier des charges

Le cahier des charges fourni par RENAULT pour réaliser un dépileur de tôles amagnétiques en aluminium est le suivant:

- * Les tôles sont huilées et empilées par paquets.
- * Le film d'huile inter-tôles est à répartition et grammage variables.
- * un défaut de rectitude ε entre chaque tôle de 5 mm est admis par le constructeur, ce qui signifie que le défaut de positionnement ε des tôles les unes par rapport aux autres peut varier de 5 mm à l'intérieur ou à l'extérieur du paquet de tôles (cf *fig.1-11*).
- * La cadence de dépilage ne doit pas excéder 6 secondes.
- * Le dépileur ne doit pas engendrer par son action des rayures sur les tôles et doit être de dimensions raisonnables pour ne pas encombrer l'environnement industriel de la chaîne d'emboutissage.

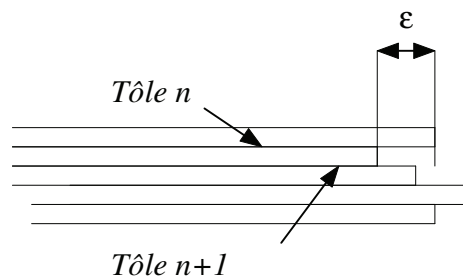


fig.1-11: Illustration du défaut de rectitude entre deux tôles consécutives

1-5-2- Les dépileurs actuels: description et limites

Des recherches bibliographiques sur brevets et publications ont été entreprises dans le but de recenser les dépileurs de tôles d'aluminium actuellement mis en place sur les sites

d'emboutissage. Les dépileurs d'aluminium actuellement mis en place sur la chaîne d'emboutissage se répartissent en deux catégories: les dépileurs mécaniques et les dépileurs pneumatiques.

1-5-2-1- Les dépileurs mécaniques

Le principe des dépileurs mécaniques est d'exercer un effort dynamique ponctuel sur la tôle à extraire. Cet effort a pour but de soulever la tôle supérieure tout en provoquant la rupture du film d'huile présent entre cette tôle et la tôle inférieure [1,2,3]. Il est appliqué dans une zone entourant un coin de tôle le long des bords adjacents au coin et est exercé par des embouts très fins (dents de scie, tiges filetées...) permettant d'appliquer une pression sur la seule tôle supérieure. Le mouvement imprimé est ascendant orienté vers l'intérieur des tôles comme le montre la figure (fig.1-12).

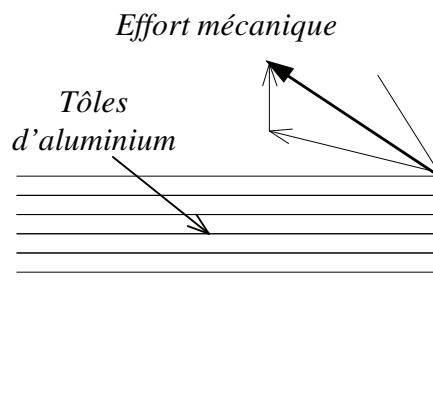


fig.1-12: Illustration du profil d'effort mécanique exercé sur la tôle supérieure

L'effort est exercé à l'endroit précis où le film d'huile est le plus fragile, donc le plus prompt à se rompre. A titre d'exemple, la société VOLVO a déposé un brevet [2] sur un procédé d'extraction par l'intermédiaire d'une tige filetée (cf fig.1-13).

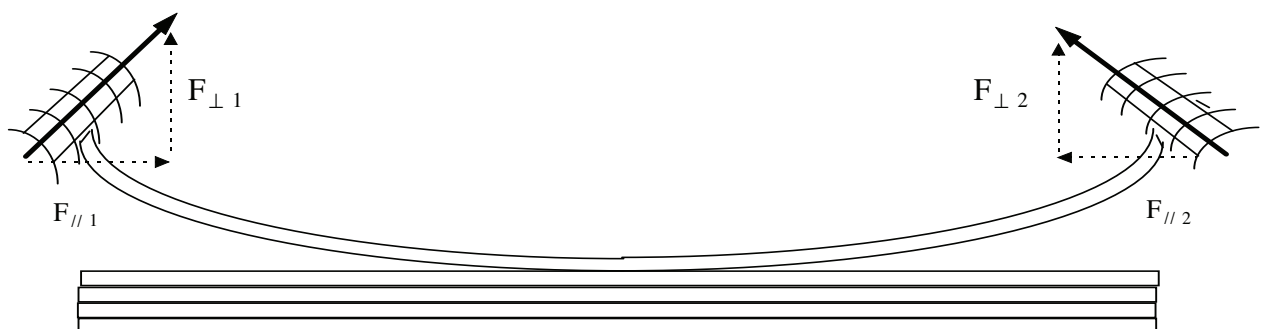


fig.1-13: Procédé de dépilage mécanique conçu par VOLVO

Les limites de ces systèmes de dépilage sont dues aux contraintes imposées par les caractéristiques mêmes des tôles à dépiler. En effet, la faible épaisseur de ces tôles, environ 1 mm, impose une très grande précision dans le mouvement des embouts pour pouvoir exercer l'effort uniquement sur le flan supérieur, difficile à intégrer au niveau d'un process. De plus, il est également difficile de prendre en compte dans le process le défaut de rectitude ϵ qui peut valoir jusqu'à 5 mm entre deux tôles consécutives. Enfin, le problème majeur de ces dépileurs mécaniques est lié au dépôt de copeaux de matière provoqué par le contact entre les embouts et la tôle. En effet, lors du formage de la tôle réalisé à très haute pression, les copeaux situés sur cette tôle la rayent irrémédiablement, ce qui la rend inexploitable.

1-5-2-2- Les dépileurs pneumatiques

Les dépileurs pneumatiques sont essentiellement constitués de systèmes d'aspiration par ventouses ou de jets d'air à haute pression. Les systèmes d'aspiration par ventouses sont positionnés au-dessus de la pile de tôles, le vide est alors fait au moment du contact des ventouses avec la tôle supérieure. La deuxième phase consiste à surélever ces ventouses, la tôle suivant le mouvement imprimé par celles-ci. Le défaut principal de ce process de dépilage est de ne pas assurer une séparation efficace de la tôle supérieure du reste de la pile quelque soient les caractéristiques du film d'huile.

Les systèmes par jet d'air consistent à placer en vis à vis des tôles un bec souffleur délivrant un jet d'air à très haute pression comme le montre la figure (*fig.1-14*). Le jet d'air, utilisé pendant l'opération de saisie de la tôle supérieure par des préhenseurs, introduit des bulles d'air entre les tôles qui se propagent jusqu'à provoquer la rupture du film d'huile. Le défaut majeur de ce type de procédé réside dans la nécessité de disposer de compresseurs d'air à haute pression directement sur le site d'emboutissage, ce qui engage une installation supplémentaire coûteuse.

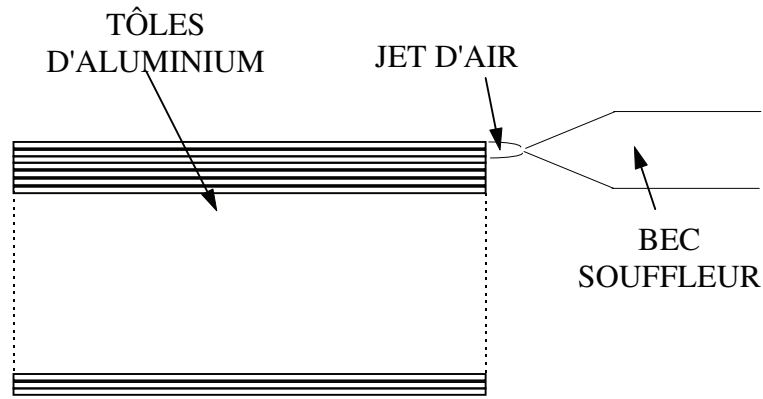


fig.1-14 : Vue en coupe du système de dépilage de tôles par jet d'air

Certains autres procédés consistent à combiner plusieurs solutions. La société SEIKO SEISAKUSHO a déposé un brevet [3] sur un système comportant à la fois des aimants permanents et un procédé d'aspiration par ventouses. Les aimants sont chargés de dépiler les tôles ferromagnétiques alors que les ventouses, par aspiration, sont affectées au dépilage des tôles amagnétiques. Ce système ne permet cependant pas de dépiler des tôles en aluminium séparées par un mince film d'huile puisque l'on est à nouveau confronté aux problèmes décrits auparavant.

Les recherches menées n'ont pas permis d'identifier d'autres process de dépilage de tôles amagnétiques.

1-5-3 Détermination des caractéristiques et profils de l'effort de dépilage des tôles d'aluminium par essais mécaniques

Compte tenu de la grande disparité des caractéristiques des films d'huile, il est extrêmement difficile de réaliser une étude de répétitivité en reproduisant les mêmes conditions expérimentales pour chaque test. Les caractéristiques de l'effort de dépilage ont donc été déterminées expérimentalement par de très nombreux essais de manière à prendre en compte toutes les possibilités de réponse des tôles à une excitation mécanique. Ces tests ont été menés en appliquant un effort mécanique dans la zone de meilleure efficacité (cf §1-3-1) de lots de flans d'aluminium de format réduit $1000 \times 500 \times 1 \text{ mm}^3$, le huilage de ces flans étant assuré manuellement par dépôt de gouttes d'huile à l'aide de pipettes. Une ventouse placée sur la tôle supérieure et un dynamomètre relié à cette ventouse permettent de mesurer les forces mises en jeu au cours de ces essais.

1-5-3-1- Effort normal au plan des tôles

Le principe de l'effort normal au plan des tôles est illustré par la figure (fig.1-15).

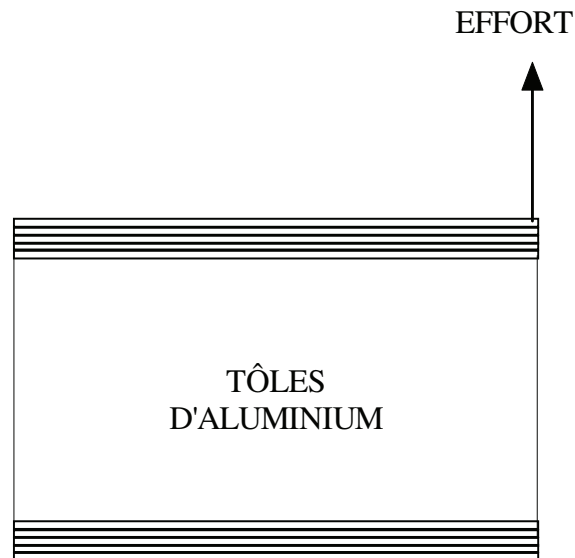


fig.1-15 : Effort normal au plan des tôles d'aluminium

Il s'est avéré au vu de ces essais que cet effort de flexion est suffisamment efficace pour le cas où une seule tôle est extraite du paquet ($q=1$ cf § 1-3-1) mais ne permet pas de résoudre le problème du dépilage lorsque le film d'huile supérieur est extrêmement résistant.

Par ailleurs, nous avons mis en évidence l'existence d'un effort de flexion limite F_l , mesuré expérimentalement à 12 N au-delà duquel un effort de flexion seul, quelque soit son intensité, ne suffit pas à séparer les deux tôles supérieures. Cela signifie que si le dépilage de la tôle supérieure n'est pas intervenu pour un effort de flexion de module égal à F_l , il ne se produira pas quelque soit le module de l'effort de flexion appliqué. Cela est dû d'une part à la faible raideur des tôles d'aluminium et d'autre part à un profil d'effort inadapté pour les films d'huile fortement résistants. Ainsi, du fait de la faible raideur des tôles d'aluminium, une tôle q peut suivre le mouvement imprimé par un effort de flexion à une tôle $q-1$ sans provoquer pour autant la rupture du film $q-1$ quelque soit le module de l'effort (cf §1-3-2). A titre d'exemple, des essais ont été menés sur des lots de deux tôles exceptionnellement collées l'une à l'autre par un film d'huile extrêmement adhérent en exerçant des efforts normaux opposés sur chacun des flans (cf fig.1-16). Un effort de flexion de 130 N exercé sur chaque tôle n'a pas permis de les séparer.

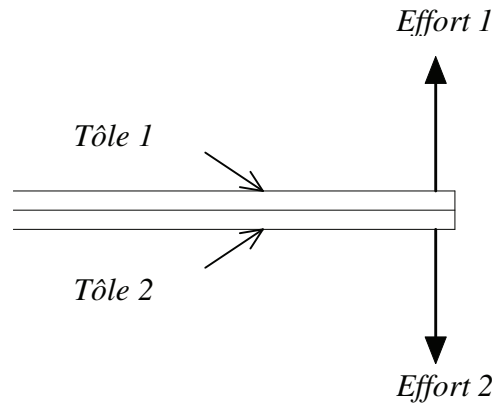


fig.1-16 : Illustration des efforts opposés appliqués à un lot de deux tôles

Au vu de ces observations et au vu de l'étude menée au paragraphe §1-3-2-2, un profil d'effort incliné plus adapté au pelage des tôles a été testé.

1-5-3-2- Effort incliné par rapport au plan des tôles

Les conditions expérimentales de ces essais sont les mêmes que celles relatées dans le paragraphe (§1-5-3-1) en faisant varier l'angle d'inclinaison α de l'effort appliqué entre 15° et 75° vers l'intérieur et l'extérieur du paquet de tôles.

Pour le cas où la force est orientée vers l'extérieur du paquet de tôles, l'efficacité du dépilage croît lorsque l'angle d'inclinaison α de l'effort décroît mais est toutefois inférieure à l'efficacité du dépilage avec effort normal comme cela a été démontré au paragraphe (§1-3-2-2). Pour le cas où la force est orientée vers l'intérieur des tôles, leur réaction peut être comparée à celle observée lors des essais avec effort normal. Il existe en effet un effort limite F_l au-delà duquel le dépilage devient impossible. La valeur de cet effort limite F_l est directement lié à l'angle d'inclinaison α de la force par rapport à la verticale.

Ainsi, pour un angle α compris entre 0° et 30° par rapport à la verticale, les essais ont montré que statistiquement, le comportement de la tôle supérieure est le même que celui observé pour un effort normal avec un effort limite F_l mesuré à 12N. Ceci s'explique par le fait que la composante tangentielle de cet effort est trop faible pour avoir une réelle influence sur l'efficacité du dépilage des tôles d'aluminium. En revanche, pour des angles compris entre 45° et 60° , une réelle amélioration du dépilage a été constatée puisque des lots de tôles

jusqu'à présent solidaires ont pu être séparés par l'application d'un tel profil d'effort. Cette amélioration du dépilage est due à la composante tangentielle de l'effort dont le rôle est de solliciter davantage la résistance du film d'huile que la composante normale dont le rôle est uniquement de soulever les tôles. Cependant, si du fait de l'extrême résistance du film d'huile, les tôles n'ont pas été séparées pour un effort limite F_l mesuré à 15N, la séparation des deux tôles est alors impossible. Enfin, pour un angle α compris entre 75° et 90° , les observations sont les mêmes que précédemment avec un effort limite F_l mesuré à 23N. Le tableau (tab.1-1) répertorie les mesures de l'effort limite de dépilage en fonction de l'angle d'inclinaison.

Angles d'inclinaison α	$0^\circ/30^\circ$	$30^\circ/60^\circ$	$60^\circ/90^\circ$
Efforts limites F_l	12 N	15 N	23 N

tab.1-1 : Efforts limites F_l en fonction de l'inclinaison α

L'ensemble des essais réalisés a donc mis en évidence qu'un effort incliné permet de repousser les limites atteintes par l'effort normal pour dépiler efficacement sans toutefois le garantir pour des films d'huile extrêmement résistants.

1-6- Principe du dépilateur électromagnétique de tôles d'aluminium

L'objet de ce paragraphe est de présenter les potentialités de production d'effort par systèmes électromagnétiques en vue de réaliser le dépilage des tôles d'aluminium.

Les systèmes électromagnétiques, contrairement aux procédés actuellement mis en place sur les sites d'emboutissage, délivrent une répartition de densité de force alors que les procédés mécaniques ou pneumatiques génèrent un effort ponctuel en un point de la tôle. Cette répartition de densité de force peut s'avérer plus intéressante pour dépiler efficacement les tôles. Elle peut en effet être choisie non uniforme, localisée dans une zone précise et donc plus adaptée au dépilage des tôles d'aluminium. De plus, compte tenu des spécifications de la

chaîne d'emboutissage citées plus haut, les systèmes électromagnétiques semblent être les plus adaptés à l'environnement industriel des usines RENAULT.

Le principe de dépilage des tôles ferromagnétiques ne peut évidemment pas s'appliquer au cas des tôles en aluminium (cf §1.4). En revanche, le principe de la force de Laplace mettant en jeu l'interaction dans les tôles entre une densité de courant électrique et un champ magnétique engendre un effort dont les caractéristiques sont déterminées par la formule de Laplace (cf eq.1-8).

$$\vec{F} = \iiint_V \vec{J} \wedge \vec{B} d\tau \quad (eq.1-8)$$

Comme l'aluminium est un métal très bon conducteur électrique, il est possible de faire circuler dans les tôles d'aluminium un courant électrique. L'interaction d'un courant électrique et d'un champ magnétique au sein de la tôle supérieure génère une force dont les caractéristiques, module et profil, peuvent être adaptées à la production de l'effort de dépilage défini au paragraphe (§1-5). De plus, la circulation d'un courant électrique dans un métal conducteur tel que l'aluminium engendre une élévation locale de température de la tôle parcourue, ce qui provoque une augmentation de la température du film d'huile puisque l'aluminium est également un très bon conducteur thermique. Cette élévation locale de température a pour effet de diminuer la viscosité locale de l'huile, ce qui a pour conséquence de fragiliser le film d'huile.

Le modèle électrique de l'ensemble tôles-films d'huile est représenté sur la figure (1-17). Il repose sur l'hypothèse selon laquelle l'huile est uniformément répartie sur toute la surface de séparation entre deux tôles successives. Cela revient à considérer que le film d'huile est un diélectrique parfait.

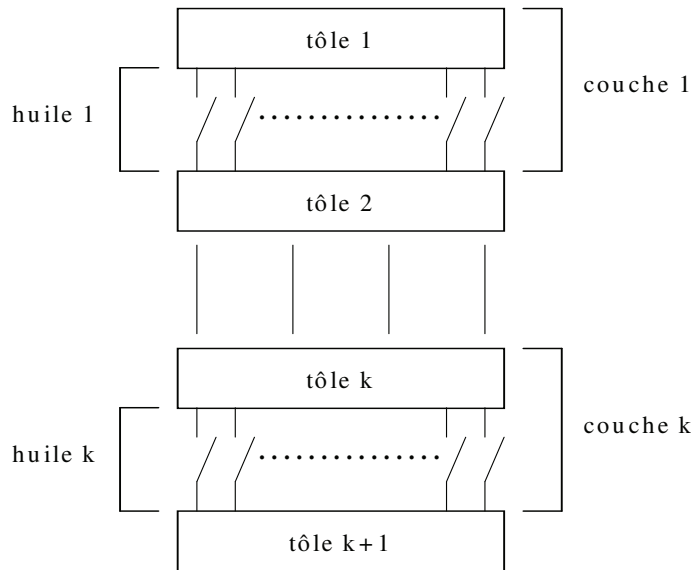


fig.1-17 : Modélisation électrique d'un paquet de tôles d'aluminium huilées

L'huile est considérée électriquement comme un circuit ouvert et les tôles d'aluminium comme des conducteurs massifs, le courant est donc plan et se reboucle dans le plan des tôles d'aluminium. La densité de courant est alors bidimensionnelle et s'exprime de la manière suivante dans le repère représenté dans la figure (fig.1-18) :

$$\vec{J} = \begin{pmatrix} J_x \\ J_y \\ 0 \end{pmatrix}$$

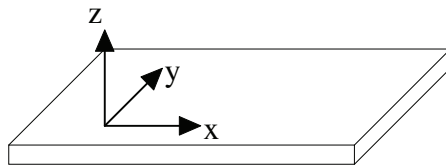


fig.1-18 : Repère d'étude lié aux tôles d'aluminium

L'effort engendré au niveau de la tôle dans laquelle circule un courant électrique s'exprime ainsi :

$$\vec{B} = \begin{pmatrix} B_x \\ B_y \\ B_z \end{pmatrix} \vec{F} = \begin{cases} F_x = \iiint_V J_y B_z d\tau \\ F_y = \iiint_V -J_x B_z d\tau \\ F_z = \iiint_V (J_x B_y - J_y B_x) d\tau \end{cases} \quad (eq.1-9)$$

Il est intéressant de remarquer que si l'induction magnétique est plane dans le plan de la tôle d'aluminium à extraire ($B_z=0$), la force engendrée est normale au plan de la tôle ($\vec{F} = F_z \vec{k}$) conformément aux résultats obtenus au paragraphe (§1-5). L'inclinaison par rapport au plan de la tôle de l'effort ainsi engendré dépend directement de la valeur de la composante B_z .

La circulation d'une densité de courant électrique dans la tôle supérieure peut être obtenue de deux manières différentes:

- La première consiste à injecter des courants dans la tôle supérieure par conduction électrique. La création d'une force de valeur moyenne non nulle peut alors être obtenue de deux façons différentes: soit par interaction entre un courant électrique unidirectionnel et un champ magnétique statique créé par des aimants permanents soit par interaction entre un courant électrique alternatif et un champ magnétique alternatif produit par un bobinage. Il est évidemment préférable, à encombrement égal, d'utiliser des aimants permanents à forte induction rémanente (alliages à base de terres rares) pour générer l'induction nécessaire dans le plan des tôles. Ce principe basé sur l'utilisation d'aimants permanents et la circulation d'un courant unidirectionnel dans les tôles sera par la suite nommé "dépilage par source statique".
- La deuxième consiste à générer l'effort de dépilage par l'interaction entre un champ alternatif, créé par un bobinage et placé au bord du paquet, et des courants induits par ce même champ dans la tôle supérieure. Les caractéristiques de l'effort ainsi subi par la tôle dépendront fortement de la

disposition géométrique du bobinage et de la fréquence du courant d'alimentation. Dans ce cas, le profil de l'effort de dépilage sera déterminé par la structure géométrique du circuit magnétique comportant le bobinage à courant alternatif ainsi que par la fréquence de ce dernier. Ce principe sera par la suite nommé "dépilage par source alternative".

1-7- Conclusion

Au cours de ce chapitre, nous avons essayé d'exposer le contexte industriel du dépilage des tôles d'aluminium ainsi que les difficultés qu'il soulève. Nous nous sommes ainsi attachés dans le premier paragraphe à définir le cadre du dépilage dans une chaîne d'emboutissage. Il s'est avéré que la maîtrise du dépilage réside dans la capacité à rompre le film d'huile entre deux tôles.

Le deuxième paragraphe a permis de présenter un modèle analytique simplifié de l'évolution d'un film d'huile et une modélisation de la déformée de la tôle supérieure subissant une sollicitation mécanique. Ces modèles ont ainsi permis de mieux appréhender le phénomène de dépilage par rupture du film d'huile inter-tôles.

Le procédé de dépilage des tôles ferromagnétiques en acier utilisé par RENAULT dans ses usines a ensuite été présenté avant d'introduire le problème posé par le dépilage des tôles amagnétiques en aluminium. Un recensement des dépileurs actuellement exploités en milieu industriel a permis de distinguer deux catégories de dépileurs. Ainsi, les dépileurs mécaniques exercent sur la tôle supérieure un effort mécanique ponctuel dans le but d'assurer le dépilage par soulèvement de la seule tôle supérieure. Le principal défaut de ces dépileurs réside dans la difficulté d'intégrer au niveau du process la précision du mouvement des embouts et le défaut de rectitude ε des tôles les unes par rapport aux autres. Le dépôt de copeaux est également dommageable au traitement ultérieur des tôles. Par ailleurs, les dépileurs pneumatiques par aspiration sont inefficaces dans notre cas tandis que les dépileurs par jet d'air nécessitent l'installation d'un compresseur à proximité des tôles, ce qui semble être rédhibitoire dans le contexte industriel des usines RENAULT.

Le travail de caractérisation de l'effort de dépilage nécessaire pour extraire les tôles une à une a ensuite été présenté. Il en ressort que le comportement des feuilles en réponse à une excitation mécanique peut être réparti en trois catégories: soit une seule tôle est extraite de la pile, soit deux tôles sont extraites, soit n tôles sont extraites. Pour le premier cas, un effort de 12N orthogonal au plan des tôles appliqué à proximité d'un des coins suffit à réaliser un dépilage efficace. Pour les deux autres cas qui représentent moins de 10% de l'ensemble des essais, d'autres profils d'effort ont été testés pour améliorer le pelage des tôles. Ainsi, nous avons mis en évidence qu'un effort incliné d'un angle compris entre 30° et 60° et orienté vers

l'intérieur du paquet de tôles améliorerait le pourcentage de réussite de la phase de dépilage sans pour autant la garantir à coup sûr pour les films d'huile extrêmement résistants.

Enfin, le dernier paragraphe a exposé le principe des solutions électromagnétiques potentiellement exploitables pour résoudre le problème du dépilage des tôles amagnétiques en aluminium. Elles consistent à générer un effort électrodynamique sur les tôles par interaction d'un courant électrique et d'un champ magnétique. Le premier principe nommé «dépileur par source alternative» consiste à faire interagir dans la tôle d'aluminium un champ magnétique alternatif et des courants induits par une source alternative de manière à générer un effort pulsatoire de valeur moyenne non nulle. Il sera étudié dans le deuxième chapitre. Le second principe nommé "dépileur par source statique" consiste à faire interagir dans la tôle un courant électrique unidirectionnel issu de contacts directement posés sur la tôle supérieure et un champ magnétique statique délivré par des aimants permanents. Il fera l'objet du troisième chapitre. Les principaux avantages de ces solutions par rapport aux structures actuelles résident dans la distribution d'une densité de force plus propice au dépilage et une diminution de la viscosité de l'huile par échauffement local dû à la circulation de courants électriques.

CHAPITRE 2

EFFORT ELECTROMAGNETIQUE PRODUIT PAR SOURCES DE CHAMP ALTERNATIF

2-1- Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation des études réalisées concernant les potentialités pour le défilage des systèmes de production d'effort basés sur l'interaction entre un champ magnétique et des courants induits alternatifs.

Le premier paragraphe a pour but d'étudier les potentialités des sources de champ magnétique glissant. Pour cela, l'incidence d'une onde de champ glissant sur une cible en aluminium est modélisée analytiquement, puis les caractéristiques de l'effort ainsi engendré au niveau de la cible sont étudiées et comparées à celles attendues pour le défilage.

Le deuxième paragraphe de ce chapitre est consacré à l'étude à l'aide de simulations numériques par éléments finis d'inducteurs d'ondes de champ pulsant susceptibles de provoquer l'extraction de la tôle supérieure. Les électro-aimants à armature magnétique classique sont dans un premier temps étudiés avant d'envisager des structures à géométrie plus complexe.

2-2- Structures génératrices d'ondes de champ glissant

Des convertisseurs d'énergie électrique en énergie mécanique tels que les moteurs linéaires reposent sur des principes de fonctionnement exploitables pour réaliser le défilage des tôles d'aluminium. En effet, dans le cas des moteurs linéaires, les enroulements inducteurs polyphasés créent un champ magnétique glissant qui engendre dans l'induit (aluminium) des forces électromotrices et donc des courants induits. L'interaction de ces courants induits avec le champ magnétique qui les a créé permet la création d'une force de sustentation et de translation de l'induit à une certaine vitesse V ([6], [7], [9]). Dans le but d'étudier les potentialités de ce principe de fonctionnement, nous avons mis au point un modèle analytique simplifié d'un système inducteur linéaire-air-induit dont le but est de donner des informations sur la valeur des différentes grandeurs électromagnétiques et de la force engendrée.

2-2-1- Modélisation analytique du système inducteur-induit et calcul de l'effort engendré par un inducteur sur une cible en aluminium

Le modèle inducteur-air-induit utilisé pour les calculs est représenté sur la figure (fig.2-1). Il va ainsi permettre d'étudier l'influence sur les caractéristiques de l'effort créé de certains paramètres tels que l'emplacement de l'inducteur par rapport au paquet de tôles ou encore la fréquence d'alimentation f des bobines et la distance a entre l'inducteur et l'induit.

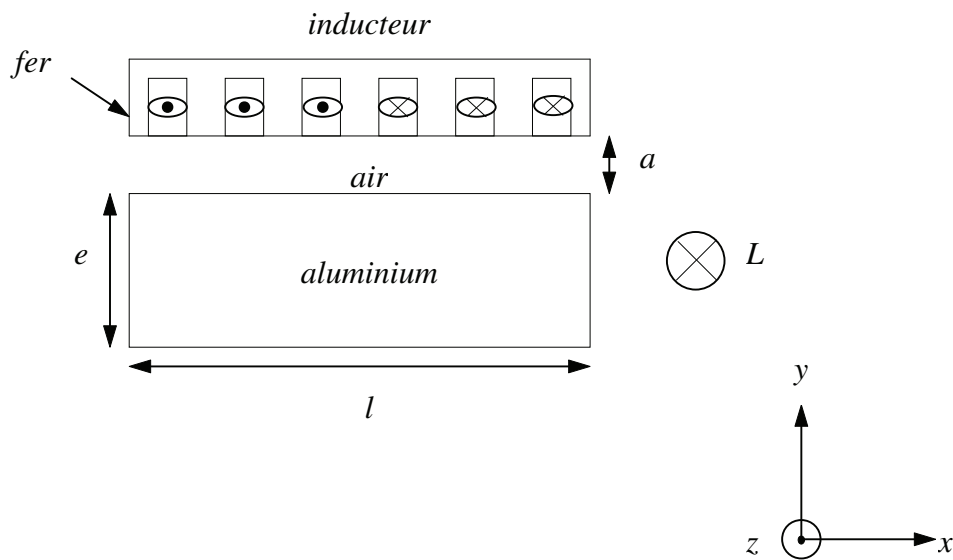


fig.2-1 : Système inducteur-air-induit

2-2-1-1- Modélisation et calcul des différentes grandeurs électromagnétiques

2-2-1-1-1- Equations de base de magnétodynamique

Le système inducteur-air-induit est constitué de trois milieux différents représentés sur la figure (fig.2-2).

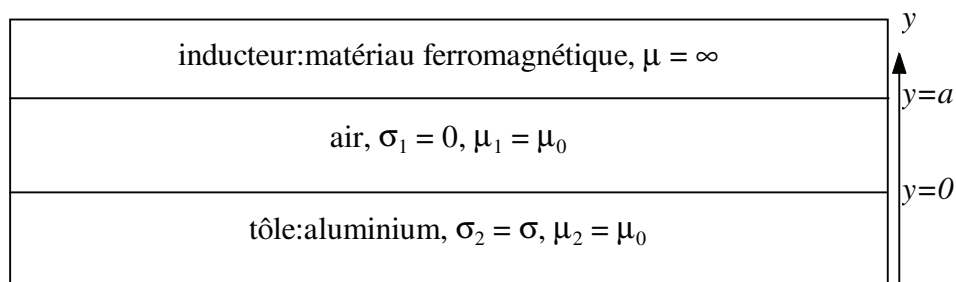


fig.2-2 : Modèle inducteur-air-induit

Les phénomènes électromagnétiques sont décrits par les équations de Maxwell mettant en corrélation le champ magnétique \vec{H} , le champ électrique \vec{E} et la densité de courant électrique \vec{J} . Elles s'expriment de la manière suivante dans l'air (*région 1*) et l'aluminium (*région 2*) en faisant l'hypothèse que le courant de déplacement est négligeable:

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{\text{rot}}(\vec{E}_1) = -\frac{\partial \vec{B}_1}{\partial t} \\ \text{div}(\vec{E}_1) = 0 \\ \vec{\text{rot}}(\vec{H}_1) = \vec{0} \\ \text{div}(\vec{B}_1) = 0 \end{array} \right. \quad (\text{eq.2-1})$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{\text{rot}}(\vec{E}_2) = -\frac{\partial \vec{B}_2}{\partial t} \\ \text{div}(\vec{E}_2) = 0 \\ \vec{\text{rot}}(\vec{H}_2) = \vec{J}_2 \\ \text{div}(\vec{B}_2) = 0 \end{array} \right. \quad (\text{eq.2-2})$$

Dans le but de faciliter la résolution de ces équations, nous choisissons comme vecteur d'état le potentiel vecteur magnétique \vec{A} de manière à projeter les équations de Maxwell en un problème monodimensionnel. Le potentiel vecteur magnétique est défini comme suit :

$$\vec{B} = \vec{\text{rot}}(\vec{A}) \quad \text{avec} \quad \vec{A} = A_z(x, y, t)\vec{u}_z \quad (\text{eq.2-3})$$

Les équations constitutives de la matière dans l'air sont les suivantes:

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{B}_1 = \mu_0 \vec{H}_1 \\ \vec{J}_1 = \vec{0} \end{array} \right. \quad (\text{eq.2-4})$$

Les équations constitutives de la matière dans l'aluminium sont les suivantes:

$$\begin{cases} \vec{B}_2 = \mu_0 \vec{H}_2 \\ \vec{J}_2 = \sigma \vec{E}_2 \end{cases} \quad (eq.2-5)$$

Les équations de Laplace et Fourier s'en déduisent ainsi aisément :

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 A_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_1}{\partial y^2} = 0 \\ \frac{\partial^2 A_2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_2}{\partial y^2} = -\sigma \mu_0 \frac{\partial A_2}{\partial t} \end{cases} \quad (eq.2-6)$$

Nous supposons pour la suite du développement que l'inducteur est le siège d'une répartition de force magnétomotrice glissante créée par un bobinage triphasé. La force magnétomotrice créée par une phase est représentée sur la figure (fig.2-3) où p est le nombre de paire de pôles. Les hypothèses sont les suivantes :

- les courants des trois phases sont sinusoïdaux
- le système est équilibré direct d'ordre 1
- la force magnétomotrice (fmm) créée par chaque phase est non sinusoïdale, ce qui engendre des harmoniques d'espace

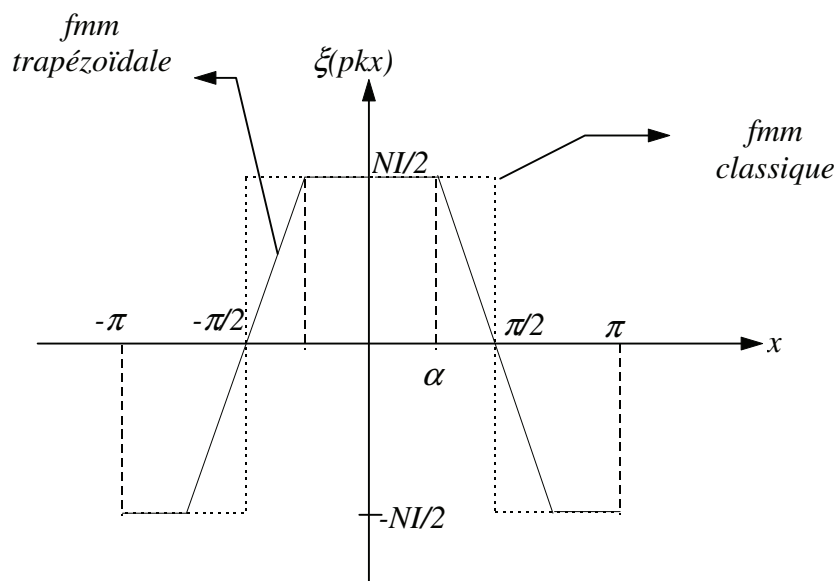


fig.2-3 : Force magnétomotrice (fmm) créée par une phase

Nous choisissons d'utiliser une répartition trapézoïdale de la force magnétomotrice plus adaptée aux caractéristiques du système inducteur-air-induit que la répartition classique carrée puisque la présence de l'angle α permet de prendre en compte la présence des encoches de l'inducteur dans lesquelles se trouve le courant inducteur. Il est défini comme suit en nommant Z le nombre d'encoches par pôle et par phase :

$$\alpha = \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{12Z} \quad (eq.2-7)$$

Le développement en série de Fourier de la fmm trapézoïdale créée par une phase s'exprime de la manière suivante :

$$\xi(p k x) = \sum_{q=0}^{+\infty} -\frac{4NI}{\pi(2\alpha - \pi)(2q + 1)^2} \cos((2q + 1)\alpha) \cos((2q + 1)pkx) \quad (eq.2-8)$$

La fmm créée par les trois phases de l'inducteur s'exprime donc ainsi :

$$\begin{aligned} \xi(p k x) = & \sum_{q=0}^{+\infty} \frac{-4NI}{\pi(2\alpha - \pi)(6q + 1)^2} \frac{3}{2} \cos((6q + 1)\alpha) \cos(\omega t - (6q + 1)pkx) \\ & + \sum_{q=1}^{+\infty} \frac{-4NI}{\pi(2\alpha - \pi)(6q - 1)^2} \frac{3}{2} \cos((6q - 1)\alpha) \cos(\omega t + (6q - 1)pkx) \end{aligned} \quad (eq.2-9)$$

2-2-1-1-2- Résolution des équations au potentiel vecteur

La résolution de l'équation de Laplace permet d'obtenir l'expression du potentiel vecteur magnétique dans l'air décomposé en deux parties. La première, marquée du symbole (+), est relative aux harmoniques de rang $6q+1$ et la deuxième marquée du symbole (-) fait référence aux harmoniques de rang $6q-1$. Nous obtenons donc les relations suivantes:

$$A_1^+ = \left(C_1 e^{-(6q+1)pk y} + C_2 e^{(6q+1)pk y} \right) e^{j(\omega t - (6q+1)pkx)} \quad (C_1, C_2) \in \mathfrak{R}^2 \quad (eq.2-10)$$

$$A_1^- = \left(C'_1 e^{-(6q-1)pk y} + C'_2 e^{(6q-1)pk y} \right) e^{j(\omega t + (6q-1)pkx)} \quad (C'_1, C'_2) \in \mathfrak{R}^2 \quad (eq.2-11)$$

La résolution de l'équation de Fourier permet d'obtenir l'expression du potentiel vecteur magnétique dans l'aluminium :

$$A_2^+ = C_3 e^{\frac{(\alpha_1 + j\alpha_2)y}{\delta}} e^{j(\alpha - (6q+1)pkx)} \quad C_3 \in \Re \quad (eq.2-12)$$

$$A_2^- = C'_3 e^{\frac{(\alpha_3 + j\alpha_4)y}{\delta}} e^{j(\alpha + (6q-1)pkx)} \quad C'_3 \in \Re \quad (eq.2-13)$$

La variable δ représente l'épaisseur de peau définie de la manière suivante pour l'aluminium:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \sigma_{Al} \mu}} = \frac{0.0826}{\sqrt{f}} \quad (eq.2-14)$$

où σ_{Al} est la conductivité de l'Aluminium.

Par ailleurs, les constantes α_1 , α_2 , α_3 et α_4 sont définies ainsi :

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_1 = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(p(6q+1)k\delta)^2 + \sqrt{4 + [p(6q+1)k\delta]^4} \right]^{\frac{1}{2}} \\ \alpha_2 = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[-(p(6q+1)k\delta)^2 + \sqrt{4 + [p(6q+1)k\delta]^4} \right]^{\frac{1}{2}} \\ \alpha_3 = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(p(6q-1)k\delta)^2 + \sqrt{4 + [p(6q-1)k\delta]^4} \right]^{\frac{1}{2}} \\ \alpha_4 = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[-(p(6q-1)k\delta)^2 + \sqrt{4 + [p(6q-1)k\delta]^4} \right]^{\frac{1}{2}} \end{array} \right. \quad (eq.2-15)$$

En utilisant (eq.2-3), (eq.2-4) et (eq.2-5), on peut déduire l'expression du champ magnétique dans l'air et dans l'aluminium :

$$\left\{ \begin{array}{l} H_{1x}^+ = \frac{p(6q+1)k}{\mu_0} [-C_1 e^{-(6q+1)psy} + C_2 e^{(6q+1)psy}] e^{j(\alpha x - (6q+1)pkx)} \\ H_{1y}^+ = \frac{jp(6q+1)k}{\mu_0} [C_1 e^{-(6q+1)psy} + C_2 e^{(6q+1)psy}] e^{j(\alpha x - (6q+1)pkx)} \\ H_{1z}^+ = 0 \\ H_{1x}^- = \frac{p(6q-1)k}{\mu_0} [-C'_1 e^{-(6q-1)psy} + C'_2 e^{(6q-1)psy}] e^{j(\alpha x + (6q-1)pkx)} \\ H_{1y}^- = -\frac{jp(6q-1)k}{\mu_0} [C'_1 e^{-(6q-1)psy} + C'_2 e^{(6q-1)psy}] e^{j(\alpha x + (6q-1)pkx)} \\ H_{1z}^- = 0 \end{array} \right. \quad (eq.2-16)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} H_{2x}^+ = \frac{1}{\mu_0} \left[\frac{\alpha_1 + j\alpha_2}{\delta} \right] C_3 e^{\frac{(\alpha_1 + j\alpha_2)y}{\delta}} e^{j(\alpha x - (6q+1)pkx)} \\ H_{2y}^+ = \left[\frac{jp(6q+1)k}{\mu_0} \right] C_3 e^{\frac{(\alpha_1 + j\alpha_2)y}{\delta}} e^{j(\alpha x - (6q+1)pkx)} \\ H_{2z}^+ = 0 \\ H_{2x}^- = \frac{1}{\mu_0} \left[\frac{\alpha_3 + j\alpha_4}{\delta} \right] C'_3 e^{\frac{(\alpha_3 + j\alpha_4)y}{\delta}} e^{j(\alpha x + (6q-1)pkx)} \\ H_{2y}^- = \left[\frac{-jp(6q-1)k}{\mu_0} \right] C'_3 e^{\frac{(\alpha_3 + j\alpha_4)y}{\delta}} e^{j(\alpha x + (6q-1)pkx)} \\ H_{2z}^- = 0 \end{array} \right. \quad (eq.2-17)$$

Par ailleurs, nous pouvons déduire l'expression de la densité de courant dans l'aluminium à partir du potentiel vecteur magnétique par l'expression $\vec{J} = -\sigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t}$, ce qui donne:

$$\left\{ \begin{array}{l} J_{2z}^+ = -\frac{2j}{\mu_0 \delta^2} C_3 e^{\frac{(\alpha_1 + j\alpha_2)y}{\delta}} e^{j(\alpha x - (6q+1)pkx)} \\ J_{2z}^- = -\frac{2j}{\mu_0 \delta^2} C'_3 e^{\frac{(\alpha_3 + j\alpha_4)y}{\delta}} e^{j(\alpha x + (6q-1)pkx)} \end{array} \right. \quad (eq.2-18)$$

Les inconnues introduites lors de la résolution des équations de Laplace et de Fourier sont déterminées par les conditions de continuité établies pour l'induction magnétique et le champ magnétique au passage d'un milieu à un autre.

Elles s'écrivent ainsi :

- pour $y=0$: $B_{1y}=B_{2y}$ et $H_{1x}=H_{2x}$
- pour $y=a$: $H_{1x}=\lambda$, λ étant la densité linéique de courant présente à l'alésage du circuit inducteur.

L'application de ces équations de continuité conduisent au système suivant à résoudre:

$$\begin{cases} C_1 + C_2 = C_3 \\ C_2 - C_1 = C_3 \left(\frac{\alpha_1 + j\alpha_2}{p(6q+1)k\delta} \right) \\ C_2 e^{(6q+1)pka} - C_1 e^{-(6q+1)pka} = \frac{6NI \cos((6q+1)\alpha) j\mu_0}{\pi(2\alpha - \pi)(6q+1)^2} \end{cases} \quad (eq.2-19)$$

Nous obtenons les résultats suivants après développement :

$$\begin{cases} C_3 = \frac{1}{\sinh((6q+1)pka) + \frac{\alpha_1 + j\alpha_2}{p(6q+1)k\delta} \cosh((6q+1)pka)} \frac{6NI \cos((6q+1)\alpha) j\mu_0}{\pi(2\alpha - \pi)(6q+1)^2} \\ C_1 = \frac{C_3}{2} \left[\frac{p(6q+1)k\delta - \alpha_1 - j\alpha_2}{p(6q+1)k\delta} \right] \\ C_2 = \frac{C_3}{2} \left[\frac{p(6q+1)k\delta + \alpha_1 + j\alpha_2}{p(6q+1)k\delta} \right] \end{cases} \quad (eq.2-20)$$

On aboutit de la même manière aux expressions des inconnues C'_1 , C'_2 et C'_3 :

$$\begin{cases} C'_3 = \frac{1}{\sinh((6q-1)pka) + \frac{\alpha_3 + j\alpha_4}{p(6q-1)k\delta} \cosh((6q-1)pka)} \frac{6NI \cos((6q+1)\alpha) j\mu_0}{\pi(2\alpha - \pi)(6q+1)^2} \\ C'_1 = \frac{C'_3}{2} \left[\frac{p(6q-1)k\delta + \alpha_3 + j\alpha_4}{p(6q-1)k\delta} \right] \\ C'_2 = \frac{C'_3}{2} \left[\frac{p(6q-1)k\delta + \alpha_3 + j\alpha_4}{p(6q-1)k\delta} \right] \end{cases} \quad (eq.2-21)$$

La formulation complète des différentes grandeurs électromagnétiques est obtenue en sommant la totalité des harmoniques q .

2-2-1-2- Calcul de l'effort engendré

Le calcul de l'effort créé par interaction du courant électrique \vec{J}_2 et de l'induction magnétique est obtenu par la formule de Laplace définie comme suit:

$$\vec{F} = \iiint_V \vec{J}_2 \wedge \vec{B}_2 d\tau = \begin{cases} F_x = -\mu_0 \iiint_V J_{2z} H_{2y} \\ F_y = \mu_0 \iiint_V J_{2z} H_{2x} \\ F_z = 0 \end{cases} \quad (eq.2-22)$$

Par souci de simplicité dans le développement, nous introduisons les notations suivantes:

$$\left\{ \begin{array}{l} f^+ = \left[\left(\sinh((6q+1)pka) + \frac{\alpha_1 \cosh((6q+1)pka)}{p(6q+1)ka} \right)^2 + \left(\frac{\alpha_2 \cosh((6q+1)pka)}{p(6q+1)ka} \right)^2 \right]^{1/2} \\ \rho_{c_3} = \frac{6 \cos((6q+1)\alpha) \mu_0 NI}{\pi(2\alpha - \pi)(6q+1)^2 f^+} \\ \varphi_{c_3} = \frac{\pi}{2} - \arctan \left(\frac{\frac{\alpha_2 \cosh((6q+1)pka)}{p(6q+1)k\delta}}{\sinh((6q+1)pka) + \frac{\alpha_1 \cosh((6q+1)pka)}{p(6q+1)k\delta}} \right) \\ \rho_{\alpha}^+ = \frac{[\alpha_1^2 + \alpha_2^2]^{1/2}}{\delta} \\ \varphi_{\alpha}^+ = \arctan \left(\frac{\alpha_2}{\alpha_1} \right) \end{array} \right. \quad (eq.2-23)$$

$$\left\{ \begin{array}{l}
 f^- = \left[\left(\sinh((6q-1)pka) + \frac{\alpha_3 \cosh((6q-1)pka)}{p(6q-1)ka} \right)^2 + \left(\frac{\alpha_4 \cosh((6q-1)pka)}{p(6q-1)ka} \right)^2 \right]^{1/2} \\
 \rho_{C_3}^- = \frac{6 \cos((6q-1)\alpha) \mu_0 NI}{\pi(2\alpha - \pi)(6q-1)^2 f^-} \\
 \varphi_{C_3}^- = -\frac{\pi}{2} - \arctan \left(\frac{\frac{\alpha_4 \cosh((6q-1)pka)}{p(6q-1)k\delta}}{\sinh((6q-1)pka) + \frac{\alpha_3 \cosh((6q-1)pka)}{p(6q-1)k\delta}} \right) \\
 \rho_\alpha^- = \frac{[\alpha_3^2 + \alpha_4^2]^{1/2}}{\delta} \\
 \varphi_\alpha^- = \arctan \left(\frac{\alpha_4}{\alpha_3} \right)
 \end{array} \right.$$

(eq.2-24)

L'effort généré par l'harmonique q possède une composante continue et une composante pulsatoire de fréquence $2f$. Nous nous intéressons essentiellement à la composante continue dont la valeur pour un harmonique q donné est la suivante après développement:

$$\left\{ \begin{array}{l}
 \vec{F} = \vec{F}^+ + \vec{F}^- \\
 F_x^+ = \frac{Ll(6q+1)pk\rho_{C_3}^2}{2\mu_0\alpha_1\delta} \left[1 - e^{-\frac{2\alpha_1 e}{\delta}} \right] \\
 F_y^+ = -\frac{Ll\rho_{C_3}^2\rho_\alpha^+ \sin(\varphi_\alpha^+)}{2\mu_0\alpha_1\delta} \left[1 - e^{-\frac{2\alpha_1 e}{\delta}} \right] \\
 F_z^+ = 0 \\
 F_x^- = \frac{-Ll(6q-1)pk\rho_{C_3}^2}{2\mu_0\alpha_3\delta} \left[1 - e^{-\frac{2\alpha_3 e}{\delta}} \right] \\
 F_y^- = -\frac{Ll\rho_{C_3}^2\rho_\alpha^- \sin(\varphi_\alpha^-)}{2\mu_0\alpha_1\delta} \left[1 - e^{-\frac{2\alpha_3 e}{\delta}} \right] \\
 F_z^- = 0
 \end{array} \right. \quad (eq.2-25)$$

L'effort total généré est également obtenu en sommant l'ensemble des harmoniques q .

2-2-2- Influence des divers paramètres de l'inducteur sur les caractéristiques de l'effort engendré

L'objet de ce paragraphe est d'utiliser le calcul de force réalisé au paragraphe précédent (§2-2-1) afin de déterminer l'influence sur les caractéristiques de l'effort généré en fonction de divers paramètres.

2-2-2-1- Disposition du bobinage inducteur

Il est intéressant de remarquer d'après (eq.2-25) que l'effort de Laplace est engendré dans le plan perpendiculaire au bobinage inducteur. Ainsi, un inducteur placé sur le côté de la pile portant un bobinage vertical engendre un effort contenu dans le plan des tôles comme le montre la figure (fig.2-4) et est donc inadapté au défilage des tôles d'aluminium.

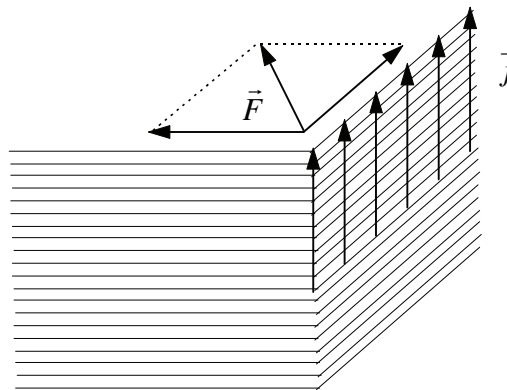


fig.2-4 : Effort engendré dans le plan des tôles par un bobinage vertical

En revanche, la figure (fig.2-5) représente l'ensemble des bobinages susceptible de produire un effort dont une des composantes est perpendiculaire au plan des tôles.

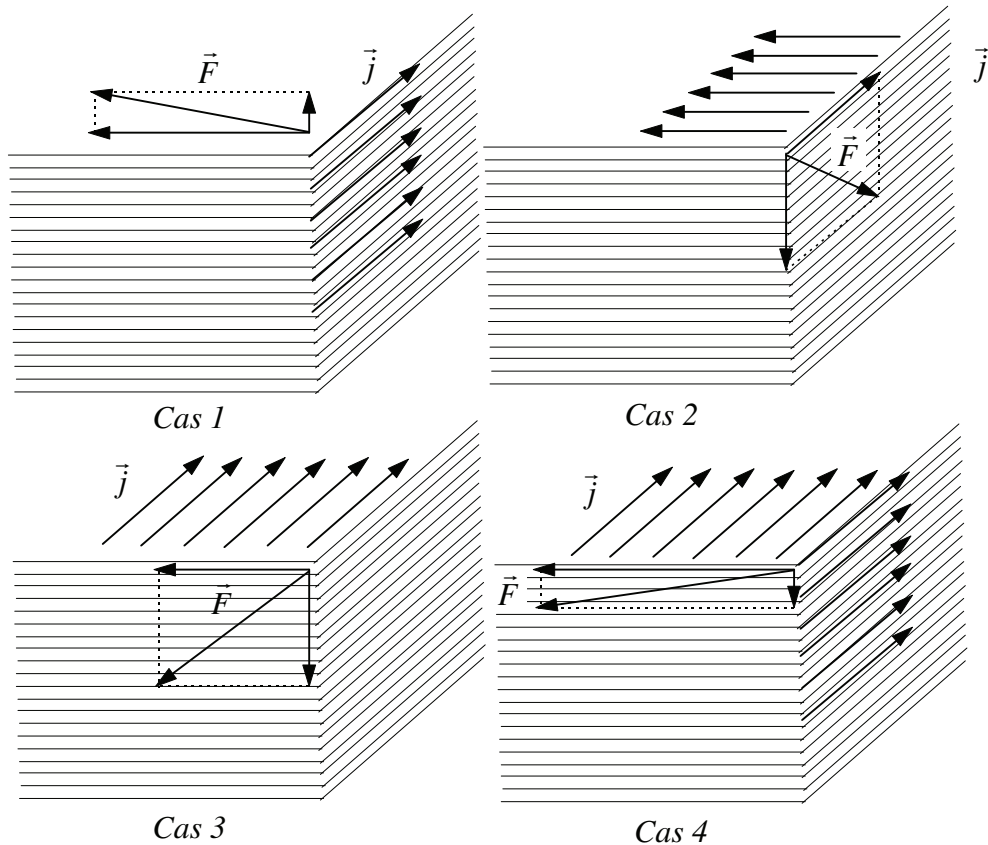


fig.2-5 : Possibilités de disposition du bobinage inducteur pour la création d'un effort dont une des composantes est normale au plan des tôles

Les cas 2 et 3 présentés sur la figure (fig.2-5) ne sont pas adaptés du tout au défilage des tôles d'aluminium puisque l'effort exercé orthogonalement au plan des tôles est orienté vers le bas de la pile de tôles. En effet, comme l'équation (eq.2-25) permet d'identifier le signe des composantes de l'effort créé pour chaque harmonique q , nous pouvons ainsi constater que le signe de F_y^+ et F_y^- est toujours négatif quelque soit l'harmonique q et quelque soient les paramètres de l'inducteur. Le cas 1 semble être le plus susceptible de réaliser le défilage puisque dans ce cas, l'effort créé possède une importante composante tangentielle au plan des tôles et une composante normale qui peut s'avérer utile pour dépiler. Ce cas rappelle le principe de la machine linéaire à ceci près que l'induit n'est pas de faible épaisseur comme c'est le cas pour les moteurs linéaires. Enfin, le cas 4 présente une combinaison des cas 1 et 3 qui présente les mêmes caractéristiques que les cas 2 et 3.

2-2-2-2- Influence des caractéristiques des courants inducteurs et de l'entrefer "a"

Le terme "entrefer" est utilisé dans notre cas de manière abusive pour désigner la distance entre l'inducteur ferromagnétique et l'induit en aluminium. D'après les équations (eq.2-23), (eq.2-24) et (eq.2-25), l'entrefer a n'apparaît que dans les expressions ρ_{C_3} et ρ_{C_3} . Les variations du module de l'effort engendré sont en fonction de l'entrefer inversement proportionnelles aux variations des fonctions f^+ et f^- définies ainsi:

$$f^+ = \left[\left(\sinh((6q+1)pka) + \frac{\alpha_1 \cosh((6q+1)pka)}{p(6q+1)ka} \right)^2 + \left(\frac{\alpha_2 \cosh((6q+1)pka)}{p(6q+1)ka} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (eq.2-26)$$

$$f^- = \left[\left(\sinh((6q-1)pka) + \frac{\alpha_3 \cosh((6q-1)pka)}{p(6q-1)ka} \right)^2 + \left(\frac{\alpha_4 \cosh((6q-1)pka)}{p(6q-1)ka} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (eq.2-27)$$

Nous avons donc représenté sur la figure (fig.2-6) les variations en fonction de l'entrefer a de $\frac{1}{f^+(a)}$ réduite par rapport à $\frac{1}{f^+(a=0.005)}$ ($v = \frac{f^+(a=0.005)}{f^+(a)}$). Les calculs ont été réalisés pour le fondamental ($q=0$) à des fréquences de 50 Hz, 200 Hz, 500 Hz et 1000 Hz pour un inducteur donné.

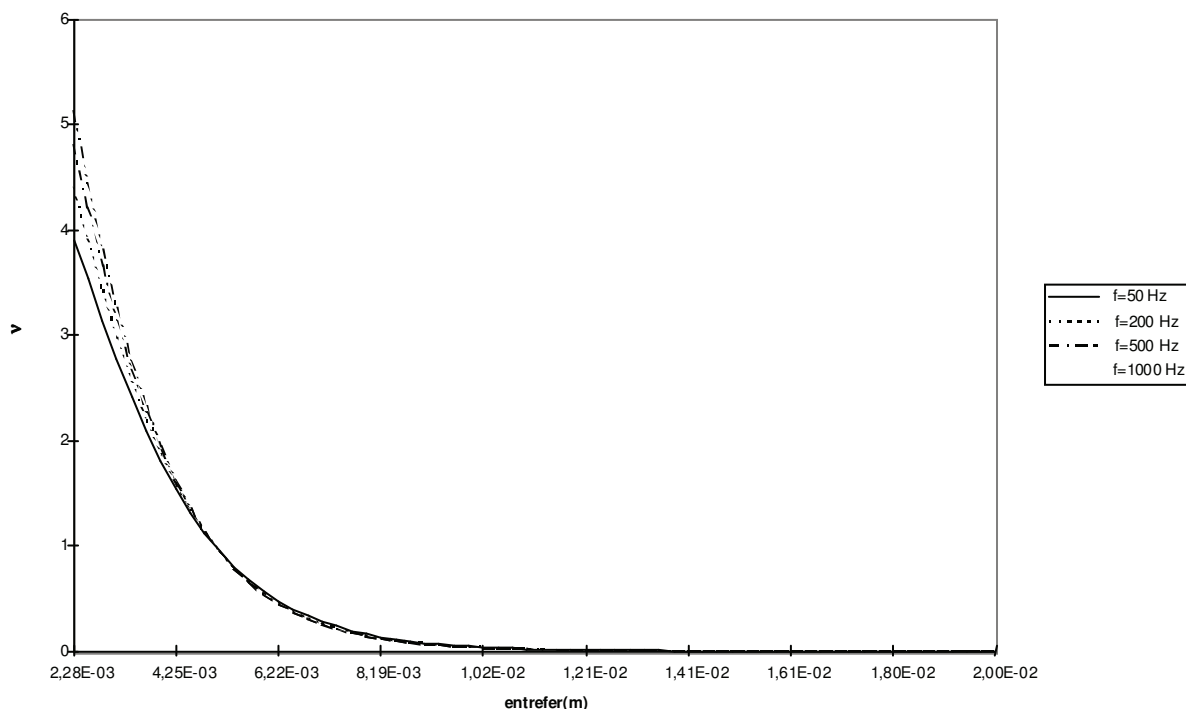


fig.2-6 : Evolution du module de l'effort en fonction de l'entrefer a

Nous constatons d'après la figure (fig.2-6) que le module de l'effort généré varie de manière inversement exponentielle avec l'entrefer. Il convient donc de placer l'inducteur le plus près possible de la cible pour créer un effort de module suffisant pour réaliser le défilage. A titre d'exemple, l'effort généré avec un entrefer de 1 cm représente 3 à 4 % de l'effort créé avec un entrefer de 5 mm. Ainsi, compte tenu de la valeur du défaut de rectitude ϵ qui peut varier de 1 cm du haut au bas de la pile de tôles et compte tenu de la grande sensibilité de l'effort généré par rapport à la valeur de l'entrefer, il est extrêmement délicat d'envisager de produire un effort de défilage en positionnant sur le côté du paquet de tôles un inducteur de champ magnétique glissant.

Par ailleurs, nous avons examiné les variations en fonction de la fréquence d'alimentation des courants inducteurs de l'effort créé par un inducteur triphasé glissant sur une cible en aluminium. Pour cela, nous avons représenté sur la figure (fig.2-7) les variations en fonction de la fréquence pour un inducteur donné des forces, réduites à leur valeur pour 50 Hz, tangentielle F_x et normale F_y à l'inducteur.

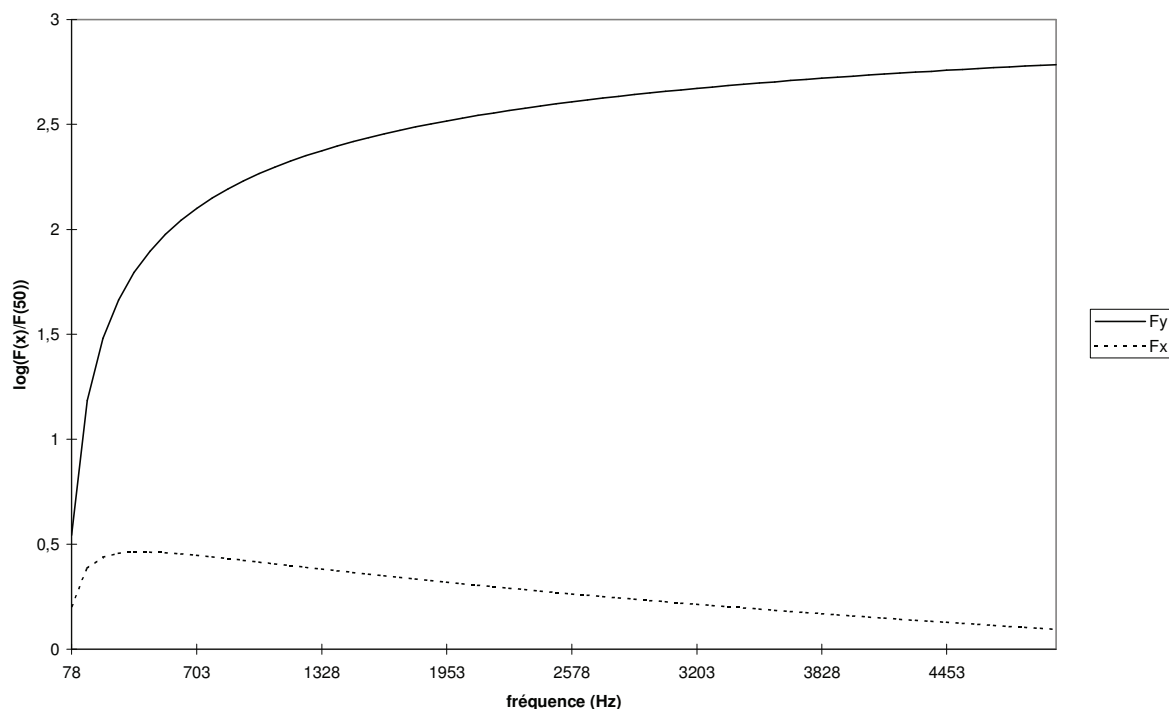


fig.2-7 : Evolution du module de l'effort en fonction de la fréquence

La figure (fig.2-7) nous permet d'affirmer que l'effort créé normalement à l'inducteur est supérieur à l'effort créé tangentiellement. De plus, l'effort tangentiel diminue jusqu'à s'annuler au fur et à mesure que la fréquence d'alimentation du bobinage inducteur augmente. Il n'est donc pas possible de travailler à fréquence élevée avec un inducteur placé sur le côté de la pile de tôles car l'effort tangentiel produit normalement au plan des tôles devient très faible. Il est alors nécessaire d'augmenter la valeur du courant puisque la force est proportionnelle au nombre d'ampère-tours sans pour autant obtenir un effort suffisant pour réaliser le défilage des tôles d'aluminium.

Par ailleurs, ce type de procédé génère une répartition de force sur un certain nombre de tôles du fait de la disproportion de dimensions entre l'induit et l'inducteur placé sur le côté de la pile. La création d'un effort de module comparable à celui de l'effort de défilage établi au premier chapitre ne garantirait donc pas une séparation systématique de deux flans consécutifs. Il est donc nécessaire d'envisager d'autres systèmes de production d'effort plus adaptés à la géométrie des tôles d'aluminium.

2-3- Structures génératrices d'ondes de champ pulsant : les électro-aimants

Ce paragraphe est consacré à l'étude de structures génératrices d'ondes de champ pulsant validée à l'aide de simulations numériques par éléments finis avec le logiciel FLUX2D. La première partie de ce paragraphe est consacrée à l'étude de structures à électro-aimants classiques pour réaliser le défilage des tôles d'aluminium. La seconde partie de ce paragraphe traite d'armatures magnétiques plus recherchées pour tenter d'adapter au mieux les caractéristiques de l'effort engendré au défilage des tôles.

2-3-1- Structures magnétiques classiques à électro-aimants

2-3-1-1- Présentation du principe et potentialités des structures magnétiques classiques

L'électro-aimant est généralement défini comme un système générateur de champ magnétique ou d'une force d'attraction sur cible ferromagnétique créés par un bobinage inducteur fixe alimenté en alternatif et associé à un circuit magnétique [Juffer, 16]. Nous nous intéresserons dans ce paragraphe aux propriétés de génération de champ magnétique alternatif puisque l'induit considéré est constitué d'aluminium. En effet, un champ magnétique alternatif pénètre dans un matériau conducteur électrique tel que l'aluminium en induisant des courants de Foucault dont l'interaction avec le champ magnétique total, inducteur et induit, génère une force dont l'orientation dépend de l'orientation du champ magnétique dans les tôles. La figure (fig.2-8) présente les différents cas envisageables.

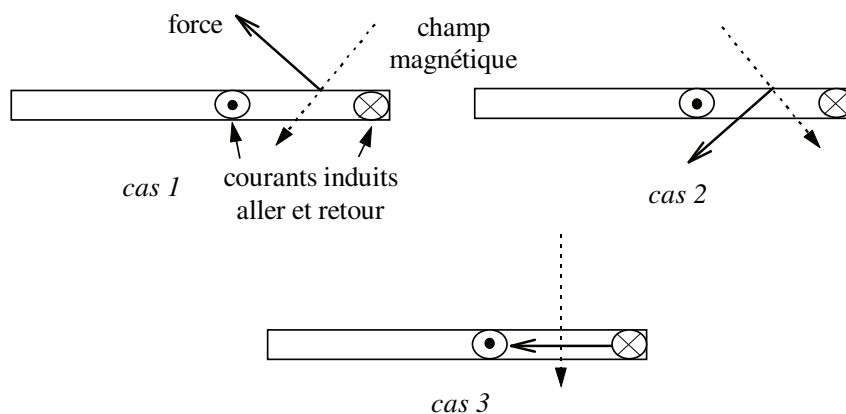


fig.2-8 : Trièdres force-courants induits-champ magnétique dans l'épaisseur d'une tôle

Le choix de la position de l'électro-aimant par rapport au paquet de tôles dépend directement de l'orientation voulue de l'effort engendré. Ainsi, d'après la figure (fig.2-8), l'induction d'un effort susceptible d'extraire efficacement la tôle supérieure (*cas 1*) est obtenue en orientant le champ magnétique de haut en bas vers l'intérieur de la pile. L'électro-aimant doit donc être placé sur le côté du paquet de tôles et le circuit magnétique qui lui est associé doit être positionné de manière à délivrer les caractéristiques de champ voulues.

Le choix de la géométrie de l'inducteur s'est porté dans un premier temps vers les structures généralement répandues. Les électro-aimants ouverts ayant pour rôle d'exercer un effort sur une cible se répartissent ainsi principalement en trois catégories :

- * électro-aimants à noyau magnétique en forme de U
- * électro-aimants à noyau magnétique en forme de E
- * électro-aimants à noyau magnétique cylindrique

Les structures à noyau magnétique cylindrique ne sont pas adaptées à la géométrie rectangulaire de l'induit, contrairement aux armatures magnétiques plates en forme de U , de E ou de T décrites sur la figure (fig.2-9). L'étude d'efficacité du défilage par électro-aimants s'est donc orientée dans un premier temps vers une de ces structures classiques à armature plate.

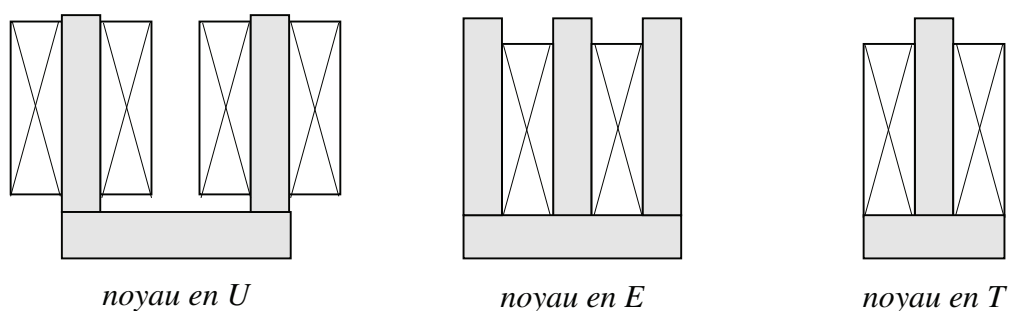


fig.2-9 : Structures à armature plate en forme de U , E et T

2-3-1-2- Structures avec noyau magnétique à armature plate

La première phase de cette étude a consisté à sélectionner la structure classique parmi celles présentées au paragraphe (§2-3-1-1) la plus adaptée à notre application. Le principal critère de sélection est la caractéristique du flux magnétique que l'inducteur peut délivrer dans les tôles d'aluminium.

Le flux principal délivré par un inducteur de type *E* emprunte le chemin le moins réluctant en se rebouclant à l'intérieur du *E* ferromagnétique. A contrario, l'étendue du spectre magnétique développé par un inducteur de type *T* est plus grande à l'extérieur de l'électro-aimant du fait de l'absence des extrémités ferromagnétiques. Au vu de ces observations, il est donc préférable d'étudier les potentialités d'une armature en forme de *T* jugée plus adaptée au défilage des tôles d'aluminium. La figure (fig.2-10) représente les tôles d'aluminium et la structure de type *T* représentative de l'ensemble des armatures *T* qui ont été étudiées à l'aide de simulations numériques.

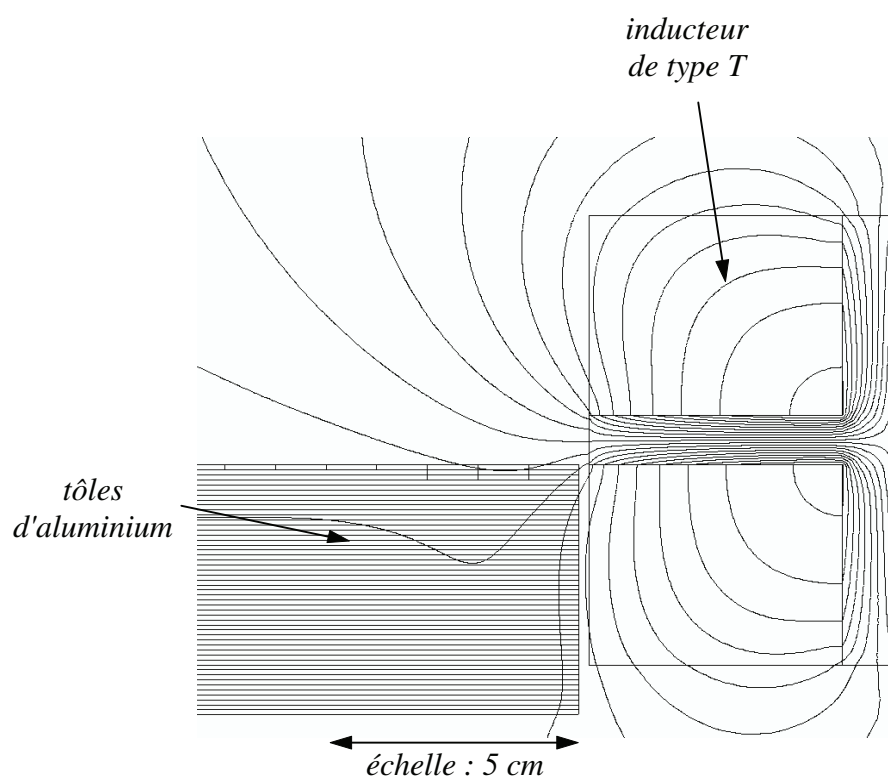


fig.2-10 : Topologie des lignes de champ délivrées par un inducteur en T placé sur le côté des tôles

La pile de tôles est modélisée par un lot de cinquante feuilles d'épaisseur 1 mm de manière à tenir compte au mieux des phénomènes électromagnétiques liés au volume d'aluminium occupé par l'ensemble des tôles pour le calcul des diverses grandeurs électromagnétiques locales ou globales. Les flans d'aluminium sont électriquement isolés entre eux pour prendre en compte la présence de l'huile diélectrique déposée sur chacune de leur face.

L'analyse de la topologie des lignes de champ délivrées par l'inducteur met en évidence leur déviation par la présence des flans d'aluminium. En effet, les courants induits par le champ magnétique inducteur génèrent un champ magnétique induit s'opposant au champ source, ce qui a pour effet de repousser les lignes de champ en dehors du paquet de tôles. Le volume d'aluminium constitué par l'ensemble de ces tôles joue donc un rôle d'*écran magnétique*.

Pour une meilleure compréhension de ce phénomène, les courants induits et l'induction magnétique présents dans la tôle supérieure de la pile ont été représentés sur les figures (*fig.2-12...fig.2-16*). L'évolution spatiale des courants induits et du champ magnétique au niveau de la tôle a donc été tracée dans le repère présenté sur la figure (*fig.2-11*) pour des fréquences de 50 Hz, 500 Hz et 5000 Hz, l'inducteur étant placé à 2 mm du paquet de tôles et alimenté par un courant sinusoïdal de module $NI=6000$ AT.

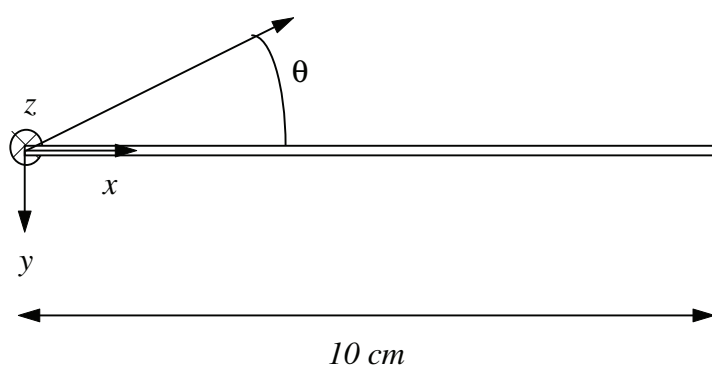


fig.2-11 : Repère utilisé pour la représentation des différentes grandeurs électromagnétiques dans les tôles d'aluminium

La figure (*fig.2-12*) montre clairement que le champ magnétique délivré par l'électro-aimant en forme de *T* reste concentré au bord des tôles d'aluminium quelque soit la fréquence

d'alimentation de l'inducteur puisque le module de la densité des courants induits est maximal dans cette zone.

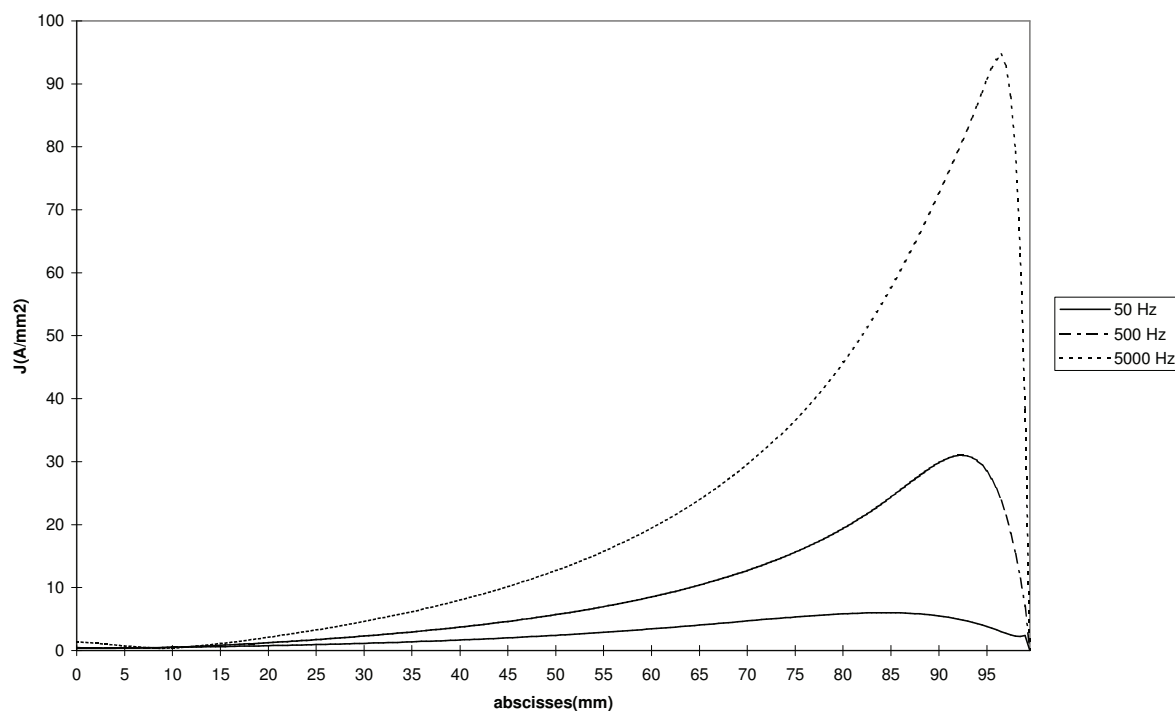


fig.2-12 : Evolution du module de la densité de courant au niveau de la tôle supérieure pour différentes fréquences

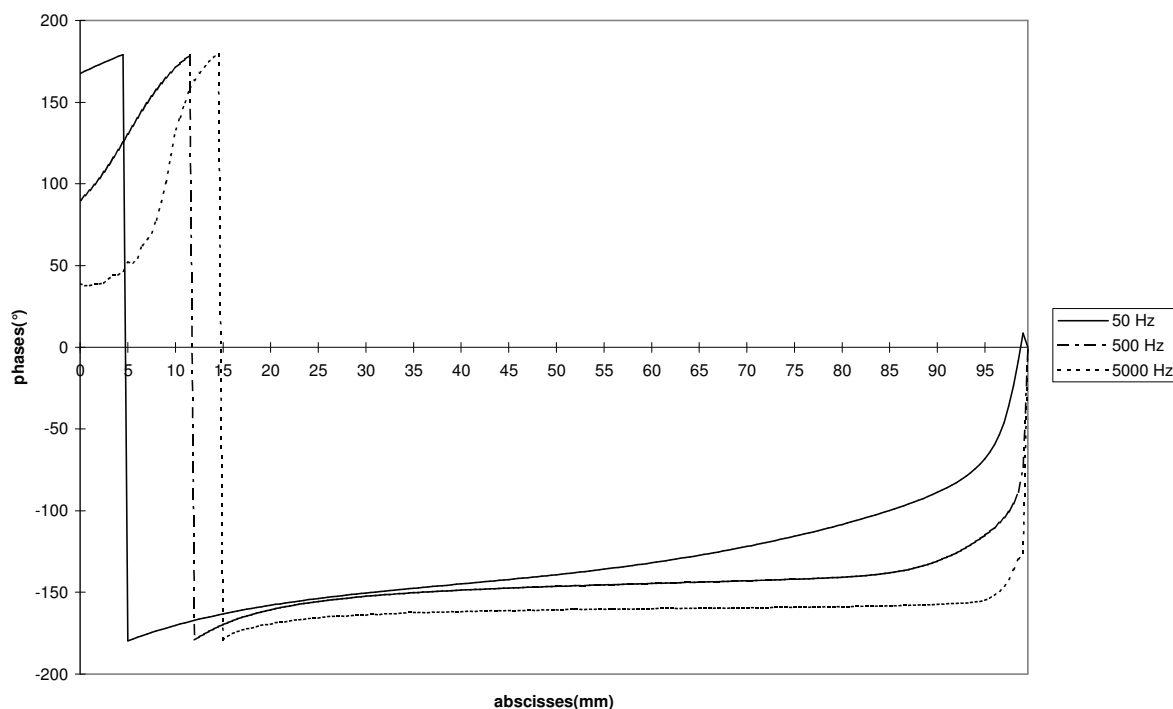


fig.2-13 : Evolution des phases de la densité de courant calculées au niveau de la tôle supérieure (courant sortant pour $-90^\circ < \varphi < 90^\circ$) pour différentes fréquences

L'analyse des figures (fig.2-12) et (fig.2-13) met en évidence que les caractéristiques des courants induits dépendent fortement de la fréquence d'alimentation de l'inducteur. Ainsi, une fréquence d'alimentation élevée du bobinage inducteur engendre des courants induits de module élevé, lesquels, au fur et à mesure que la fréquence augmente, se rebouclent de plus en plus près du bord de la tôle.

Par ailleurs, la figure (fig.2-14) met bien en évidence le rôle d'écran magnétique tenu par l'ensemble des tôles d'aluminium puisque l'induction normale au plan des tôles B_y change de signe au sein de la tôle.

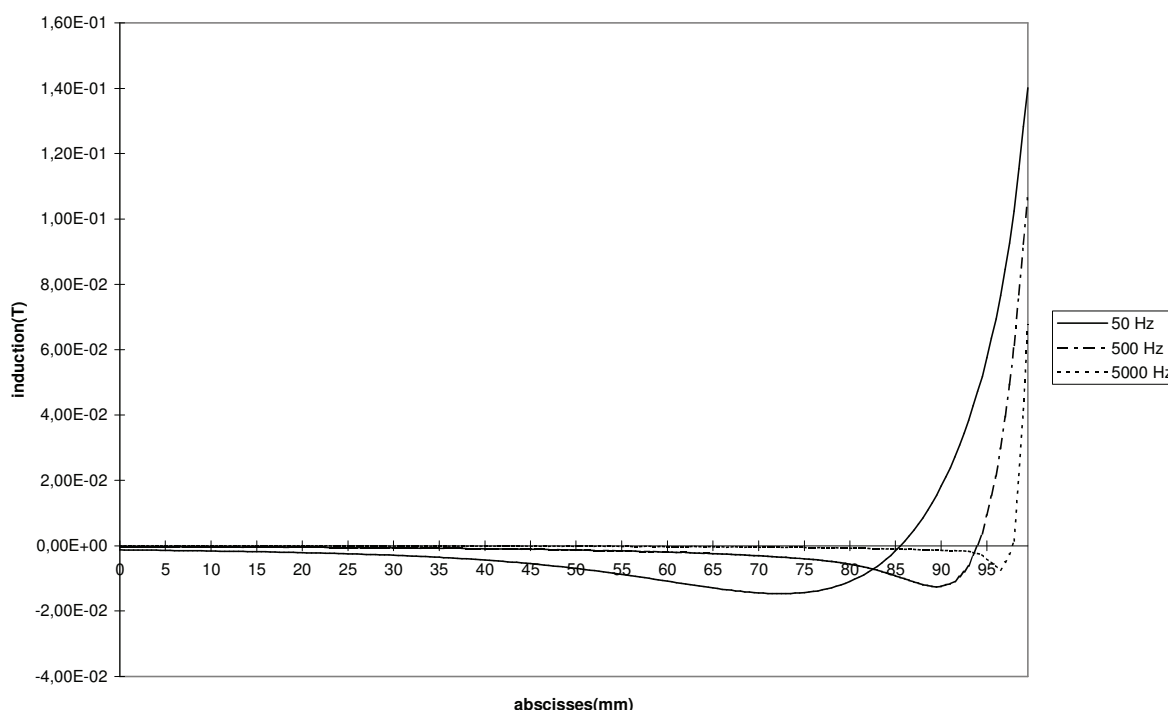


fig.2-14 : Evolution de la composante normale B_y de l'induction dans la première tôle

L'analyse de l'effort généré par interaction entre les courants induits et le champ magnétique au sein des tôles d'aluminium permet de compléter l'analyse faite des différentes grandeurs électromagnétiques. Pour cela, la figure (fig.2-15) illustre l'évolution de la composante normale de l'effort généré au sein d'une tôle par l'inducteur considéré dans notre étude et le tableau (tab.2-1) présente le résultat du calcul d'effort exercé par l'inducteur considéré jusqu'à présent sur les trois tôles supérieures décomposées en trois zones (cf fig.2-16).

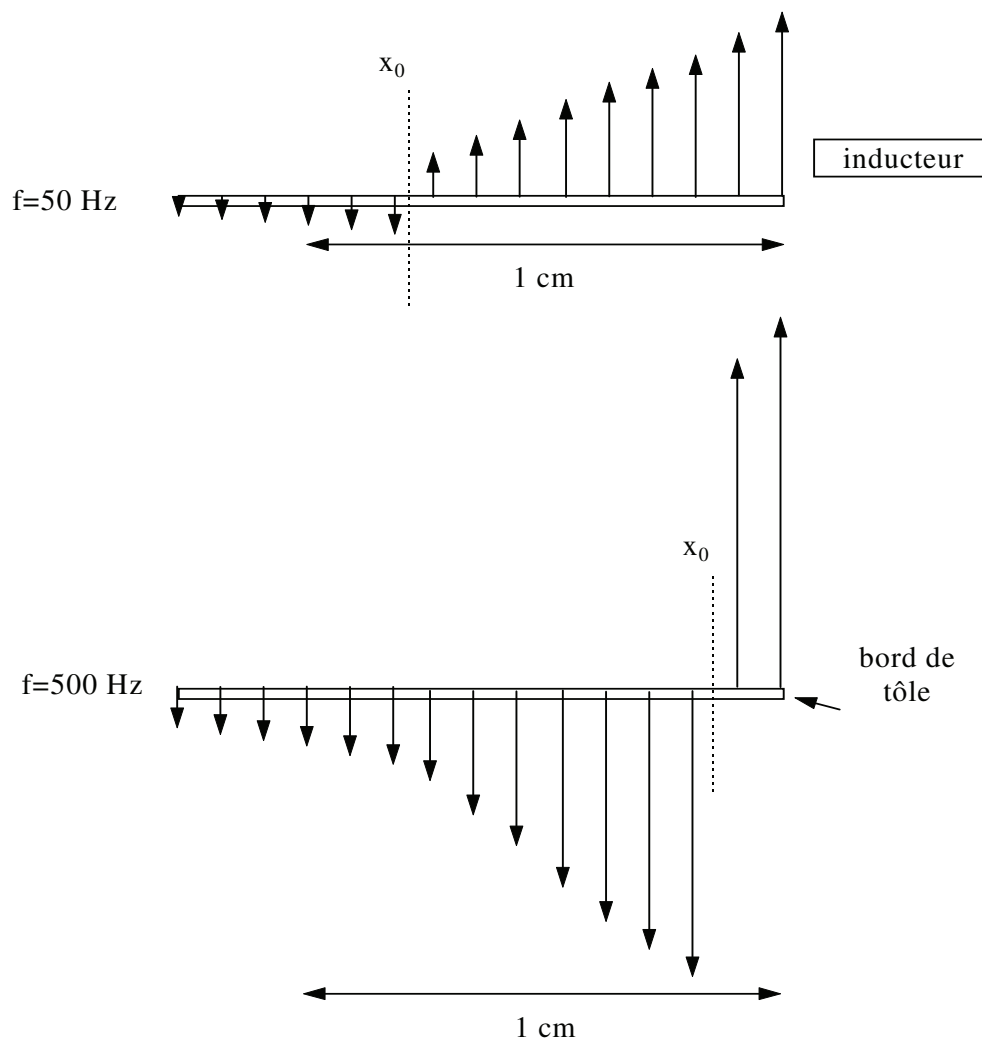


fig.2-15 : Illustration de l'évolution de la composante normale de l'effort généré par un inducteur de type T

L'influence de la fréquence sur la valeur des grandeurs électromagnétiques locales telles que la densité de courant \vec{j} ou l'induction magnétique \vec{B} se traduit sur les caractéristiques de l'effort engendré de la manière suivante. Le module de l'effort croît avec la fréquence à l'image du module de la densité de courant. De même, le signe de la composante normale de l'effort est directement lié à la fréquence d'alimentation de l'inducteur (cf *tab.2-1*). Ainsi, plus la fréquence est élevée, plus le point x_0 de changement de sens de la composante normale de l'effort se rapproche du bord de la tôle, à l'image de l'évolution de la zone de rebouclage des courants induits. A titre d'exemple, les résultats contenus dans le tableau (*tab.2-1*) montrent qu'à 50 Hz, x_0 appartient à la zone 2 alors qu'à fréquence plus élevée, x_0 est situé dans la zone 1.

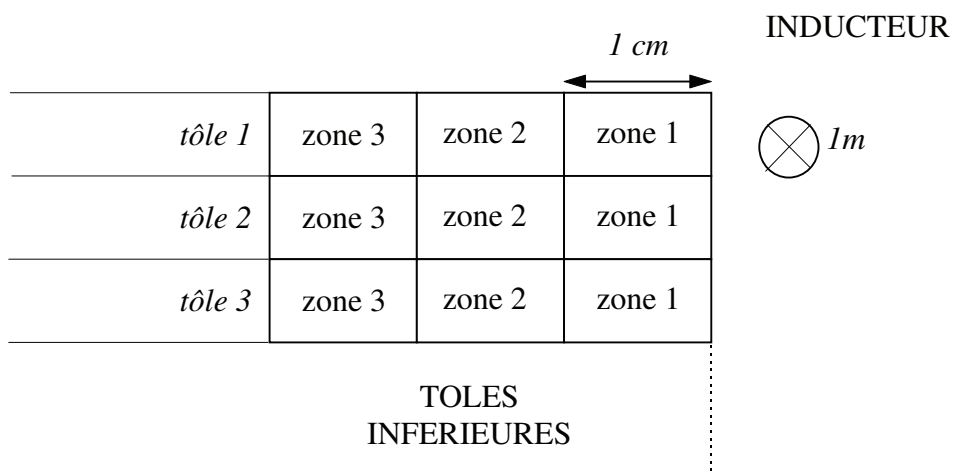


fig.2-16 : Notations utilisées pour le calcul d'effort

	zone 1		zone 2		zone 3	
	module(N/m)	angle $\theta(^{\circ})$	module(N/m)	angle $\theta(^{\circ})$	module(N/m)	angle $\theta(^{\circ})$
<i>tôle 1 (f=50 Hz)</i>	<u>1.45</u>	127	<u>0.71</u>	-136	<u>0.95</u>	-108
<i>tôle 2 (f=50 Hz)</i>	<u>1.47</u>	129	<u>0.78</u>	-147	<u>0.81</u>	-109
<i>tôle 3 (f=50 Hz)</i>	<u>1.45</u>	132	<u>0.48</u>	-158	<u>0.69</u>	-111
<i>tôle 1 (f=500 Hz)</i>	<u>6.36</u>	-111	<u>8.36</u>	-93	<u>3.99</u>	-91
<i>tôle 2 (f=500 Hz)</i>	<u>3.21</u>	-121	<u>5.43</u>	-93	<u>2.68</u>	-90
<i>tôle 3 (f=500 Hz)</i>	<u>1.86</u>	-141	<u>3.53</u>	-94	<u>1.80</u>	-90
<i>tôle 1 (f=5000 Hz)</i>	<u>31</u>	-93	<u>18</u>	-90	<u>8.5</u>	-90
<i>tôle 2 (f=5000 Hz)</i>	<u>6.67</u>	-98	<u>4.52</u>	-90	<u>2.28</u>	-90
<i>tôle 3 (f=5000 Hz)</i>	<u>2.88</u>	-100	<u>0.7</u>	-89	<u>0.38</u>	-89

tab.2-1 : Calcul d'effort sur les trois tôles supérieures pour différentes fréquences

L'analyse des résultats contenus dans le tableau (*tab.2-1*) et l'évolution des grandeurs électromagnétiques locales permet d'affirmer qu'à fréquence élevée, les tôles d'aluminium jouent effectivement le rôle d'*écran magnétique* en repoussant le flux inducteur et en subissant un effort pressant orienté vers le bas de la pile. Il n'est donc pas possible de réaliser le défilage des tôles d'aluminium à fréquence élevée avec ces armatures magnétiques classiques et ce, quelque soit la position de l'inducteur par rapport à la pile de tôles. Par ailleurs, à fréquence plus faible, 50 Hz par exemple, la force engendrée par l'inducteur au bord des tôles est plus adaptée au défilage puisqu'elle est orientée de bas en haut de la pile de tôles. Cependant, bien que l'orientation de l'effort généré est adaptée au défilage, son module reste très faible par rapport au module de l'effort de défilage nécessaire pour extraire la tôle supérieure. De plus, le champ de force électromagnétique s'applique à l'ensemble des tôles parcourues par le flux inducteur, ce qui rend difficile la séparation de deux tôles successives.

L'objet des prochains paragraphes est donc d'étudier un système électromagnétique susceptible de délivrer un effort adapté au défilage de la seule tôle supérieure.

2-3-1-3- Association de deux électro-aimants

Ce paragraphe est consacré à l'étude d'un système mettant en œuvre l'association de deux électro-aimants pour assurer le défilage des tôles d'aluminium. La structure de ce système comprend un électro-aimant supérieur placé au-dessus de la pile de tôles et un électro-aimant latéral positionné sur le côté du paquet de tôles. Le rôle de l'électro-aimant supérieur est d'induire des courants de Foucault dans les tôles en effectuant une sélection des flans dans lesquelles circulent les courants induits par la fréquence d'alimentation du bobinage. En effet, l'épaisseur de peau étant inversement proportionnelle à la racine carrée de la fréquence, il suffit de travailler à fréquence suffisamment élevée pour n'induire des courants que dans la seule tôle supérieure. Le tableau (*tab.2-2*) présente quelques valeurs significatives de l'épaisseur de peau.

Le rôle de l'électro-aimant latéral est de délivrer un flux magnétique qui, dans la tôle supérieure, s'oppose au flux engendré par l'inducteur supérieur et reste le plus coplanaire possible au plan des tôles pour ne pas induire de courants de Foucault. L'objectif est de générer un effort ascendant appliqué uniquement sur les tôles sélectionnées fréquemment par interaction entre les courants induits par l'électro-aimant supérieur et l'induction magnétique délivrée par l'électro-aimant latéral. La fréquence d'alimentation des inducteurs doit être la même pour les deux électro-aimants pour obtenir un effort moyen non nul. La figure (fig.2-17) illustre ce principe.

<i>fréquence (Hz)</i>	<i>épaisseur de peau (mm)</i>
50	11.6
200	5.8
1000	2.6
6822	1.0

tab.2-2 : Epaisseurs de peau significatives

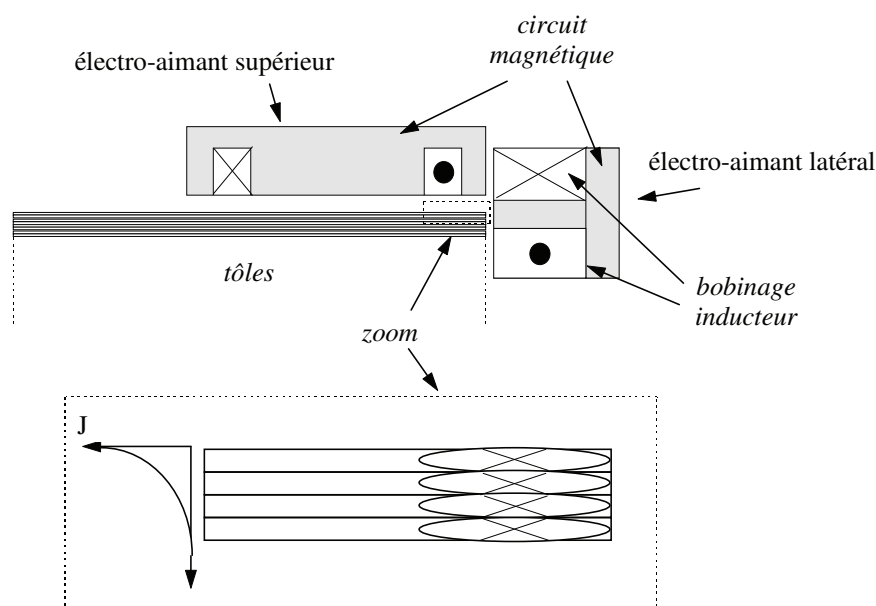


fig.2-17 : Principe de l'association de deux électro-aimants

Ce principe a été étudié puis modélisé à l'aide de simulation numériques par éléments finis. Le résultat de ces recherches n'a pas permis d'identifier une structure basée sur ce principe d'association d'inducteurs susceptible de produire un effort de dépilage efficace pour les raisons suivantes:

- * Le bobinage retour de l'électro-aimant supérieur engendre au niveau des tôles d'aluminium un effort pressant rédhibitoire pour le dépilage quelque soient la fréquence d'alimentation des bobines, la valeur du courant inducteur ou la position des inducteurs par rapport à la pile de tôles.
- * Le flux magnétique délivré par l'inducteur latéral est dévié par la carcasse magnétique de l'inducteur supérieur et ne pénètre ainsi quasiment pas dans la tôle supérieure. Pour le cas où la carcasse est non ferromagnétique, le flux magnétique latéral reste malgré tout repoussé par les courants de Foucault induits dans les tôles par l'inducteur supérieur quelque soient les caractéristiques de l'électro-aimant latéral.

- * Le flux magnétique délivré par l'inducteur latéral étant dévié, sa composante normale au plan des tôles induit des courants de Foucault sur l'ensemble des flans placés en vis à vis de cet électro-aimant. Il n'est donc plus tout à fait possible de sélectionner par la fréquence les tôles dans lesquelles circulent les courants de Foucault.

L'association de deux électro-aimants placés au-dessus et sur le côté de la pile ne permet donc pas de générer un effort adapté au défilage des tôles sur la seule tôle supérieure. Il s'agit donc d'étudier des inducteurs à géométrie plus adaptée à celle des flans d'aluminium.

2-3-2- Structures à armature magnétique adaptée

L'objet de ce paragraphe est d'étudier les potentialités d'un inducteur susceptible de générer sur la seule tôle supérieure un effort efficace pour dépiler les tôles d'aluminium. Le principe est de produire une force ayant une composante normale ascendante sur la première tôle, nulle sur la seconde et descendante sur la troisième tôle. La géométrie de cet inducteur doit donc être telle que le flux magnétique puisse se reboucler dans l'épaisseur des trois tôles en y engendrant l'effort voulu comme le montre la figure (fig.2-18).

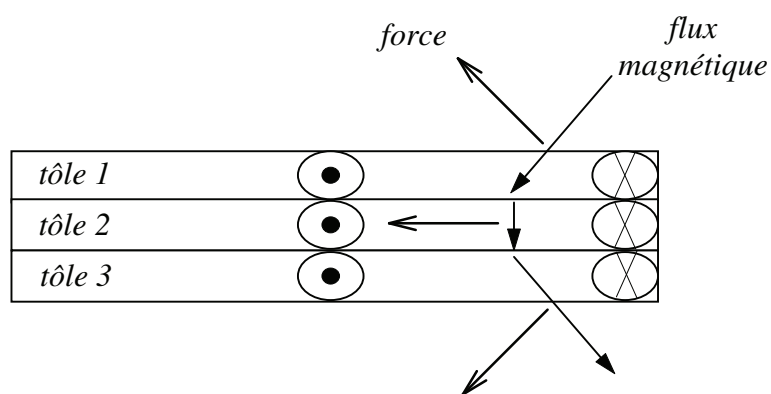


fig.2-18 : Principe de production d'effort par inducteur à armature magnétique adaptée

Pour mener à bien cette étude, il est bon de rappeler que la géométrie du circuit magnétique conditionne le trajet du flux magnétique puisque celui-ci emprunte principalement le chemin le moins réluctant. Ainsi, les circuits magnétiques d'aller et de retour de flux doivent être disposés de manière à délivrer un flux inducteur semblable à celui présenté sur la

figure (fig.2-18). La géométrie la plus simple susceptible de délivrer un tel flux magnétique est représentée sur la figure (fig.2-19).

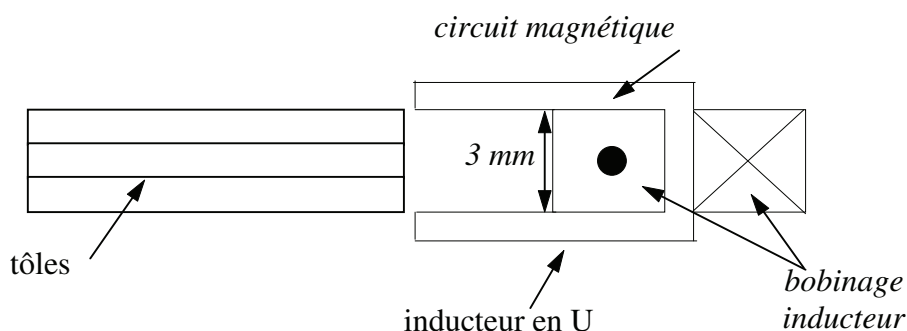


fig.2-19 : Présentation d'une géométrie de type U

Les défauts majeurs d'une telle disposition géométrique (cf fig.2-19) sont les suivants. Le flux magnétique principal emprunte le chemin le moins réactif en se rebouclant à l'intérieur du U ferromagnétique ne laissant ainsi qu'un faible flux de fuite pénétrer les tôles d'aluminium. Par ailleurs, l'effort généré au niveau des tôles est de module très faible et est tangentiel à leur plan. En effet, une géométrie de ce type ne permet pas de délivrer un flux suffisant en dehors de l'armature magnétique puisque la valeur du courant inducteur emmagasiné dans la surface limitée par une hauteur de 3 mm reste très faible. De plus, le flux magnétique traverse les tôles perpendiculairement à leur plan en y générant un effort tangentiel inadapté au défilage. Il faut donc envisager une géométrie permettant la circulation d'un important flux magnétique à travers les tôles de manière à engendrer un effort exploitable pour le défilage. La figure (fig.2-20) présente une armature qui sera par la suite appelée "pince magnétique" représentative de l'ensemble des structures étudiées et modélisées pour lesquelles des lignes de champ sont susceptibles de se reboucler à travers les tôles supérieures en suivant le principe présenté sur la figure (fig.2-18).

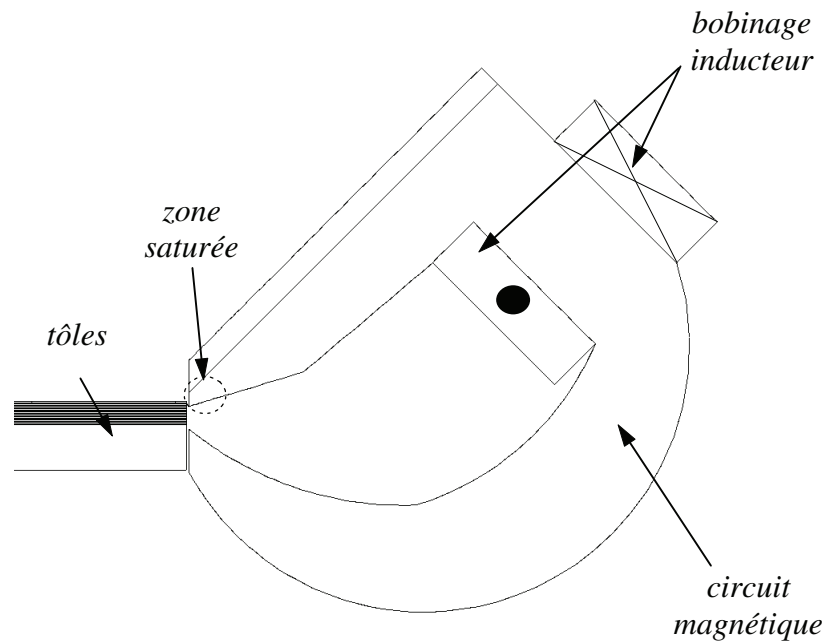


fig.2-20 : Structure magnétique en forme de pince

Une telle géométrie magnétique est intéressante puisque le chemin interne à la pince emprunté par le flux magnétique principal est moins réductant que celui emprunté par le flux pour une armature magnétique de type *U* présentée sur la figure (fig.2-19). De plus, l'extrémité de la pince (cf fig.2-20) peut être de faible section de manière à y créer un phénomène de saturation (2.4 T dans cette zone) dans le but d'accroître la valeur du flux magnétique qui circule dans les tôles d'aluminium. La figure (fig.2-21) représente en guise d'illustration la topologie des lignes de champ circulant dans les tôles d'aluminium et délivrées par l'inducteur en forme de pince.

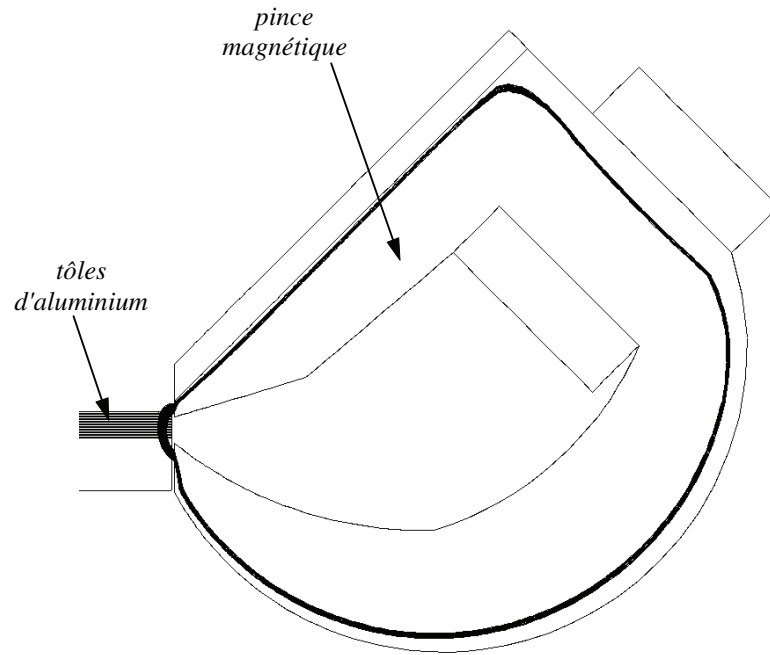


fig.2-21 : Topologie des lignes de champ circulant dans les tôles d'aluminium

Cette structure magnétique de type pince a été étudiée en fonction des caractéristiques du courant inducteur, de la valeur de l'entrefer entre les circuits magnétiques aller et retour et de la distance entre l'inducteur et l'induit. Ces études ont été menées à l'aide de simulations numériques par éléments finis en utilisant une modélisation en magnétodynamique complexe non linéaire de manière à tenir compte de la saturation du matériau ferromagnétique non linéaire pour l'évolution des grandeurs électromagnétiques locales et le calcul de l'effort engendré au sein des tôles d'aluminium.

Les figures (fig.2-22...fig.2-23) représentent l'évolution du module de la densité de courant pour différentes valeurs de la fréquence et de l'entrefer sur les deux tôles supérieures. Les informations fournies par ces courbes constituent un premier élément de réponse en ce qui concerne l'influence de l'entrefer et de la fréquence d'alimentation du bobinage inducteur sur les caractéristiques des grandeurs électromagnétiques locales. Elles ont été tracées pour un inducteur positionné à 2 mm de l'induit et parcouru par un courant inducteur de 35000 AT.

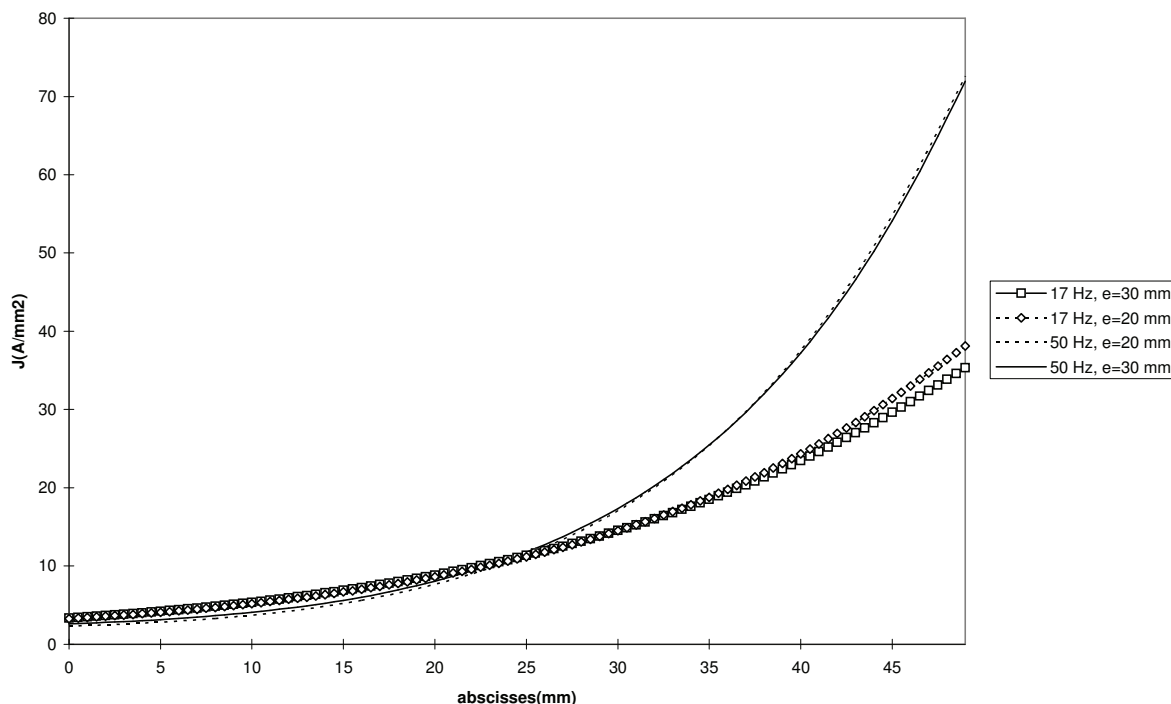


fig.2-22 : Modules de la densité de courant dans la première tôle pour différentes fréquences et différents entrefers

Trois informations principales sont fournies par la figure (fig.2-22) :

- * Le module de la densité de courant croît avec la fréquence d'alimentation du bobinage inducteur. Il vaut 70 A/mm^2 au bord de la tôle pour une fréquence de 50 Hz et décroît de manière exponentielle au fur et à mesure que l'observateur s'éloigne du bord de tôle.
- * Le module de la densité de courant croît à l'inverse de l'entrefer. Ceci est dû au fait que plus l'entrefer est petit, moins le chemin emprunté par le flux magnétique est réticent, ce qui a pour effet d'augmenter la valeur du flux magnétique et de la densité de courant présents dans les tôles.

- * La valeur du module de la densité de courant est beaucoup plus sensible à la valeur de la fréquence d'alimentation de l'inducteur qu'à la valeur de l'entrefer.

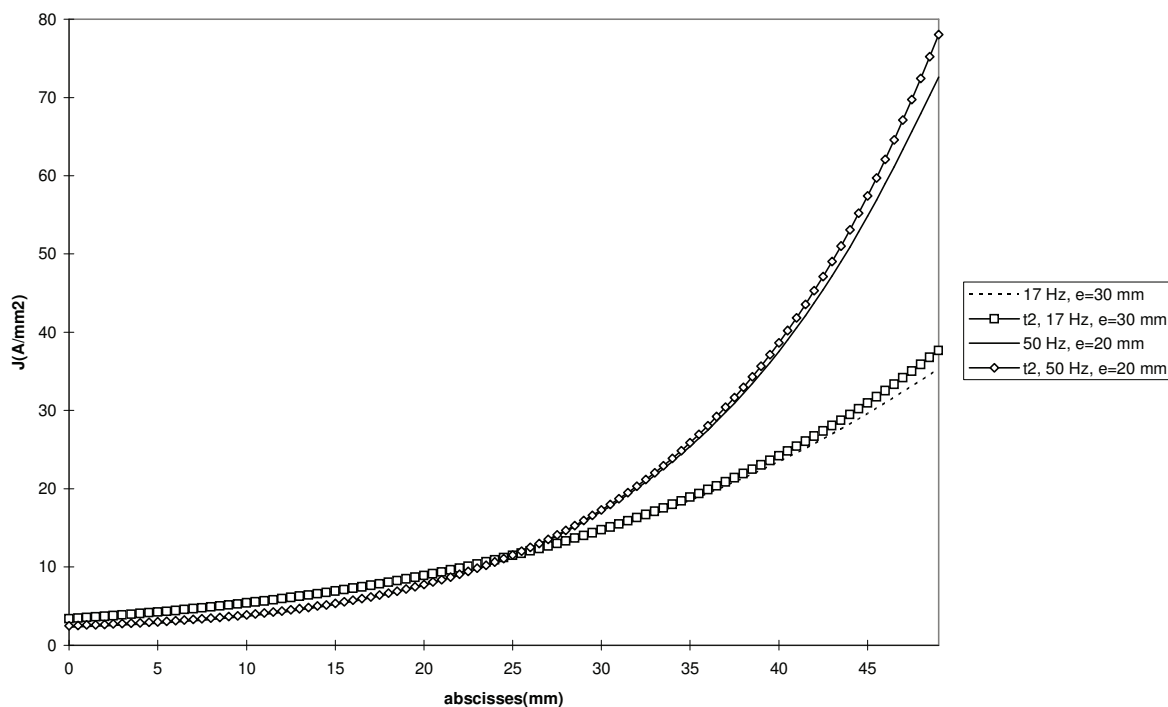


fig.2-23 : Modules de la densité de courant dans les deux premières tôles pour deux inducteurs en pince différents

La figure (fig.2-23) met en évidence que le module de la densité de courant dans la deuxième tôle (t2) est supérieur à celui circulant dans la tôle supérieure. En effet, le flux magnétique qui se reboucle à travers les feuilles d'aluminium impose une composante normale de l'induction magnétique plus importante sur la deuxième tôle que sur la première, ce qui engendre des courants induits plus élevés quelque soient la fréquence et la valeur de l'entrefer. Cette remarque a des conséquences importantes pour les caractéristiques de l'effort engendré. Ainsi, le tableau (tab.2-3) recense les résultats du calcul d'effort dans le premier centimètre des deux premières tôles (cf zone 1 de fig.2-16) pour un inducteur en pince placé à 2 mm du paquet de tôles et parcouru par un courant inducteur de 35000 AT.

<i>composante de la force (N/m)</i>	tôle supérieure		tôle inférieure	
	<i>tangentielle</i>	<i>normale</i>	<i>tangentielle</i>	<i>normale</i>
f=17 Hz, e=20 mm	41.75	7.85	49.15	10.20
f=17 Hz, e=25mm	40.10	13.35	47.70	15.95
f=17 Hz, e=30 mm	37.35	13.15	44.75	15.70
f=50 Hz, e=15 mm	103.15	-2.5	123.55	-3.10
f=50 Hz, e=20 mm	94.05	0.25	90	8.20

tab.2-3 : Efforts engendrés dans la zone 1 des deux premières tôles

L'analyse du tableau (tab.2-3) permet de faire les remarques suivantes :

- * Le module de l'effort engendré avec une structure de type *pince* est beaucoup plus important que celui généré avec une armature magnétique de type *T*. Ceci est dû au fait que le chemin emprunté par le flux magnétique est beaucoup moins réluctant pour une géométrie *pince* que pour une géométrie *T* puisque le chemin parcouru dans l'air est moindre. De plus, la saturation des extrémités ferromagnétiques permet de faire circuler au travers du premier centimètre des tôles un flux magnétique relativement élevé.
- * L'évolution croissante du module de l'effort en fonction de la fréquence est conforme à celle du module de la densité de courant.

Cependant, l'augmentation de la fréquence d'alimentation de l'inducteur provoque une diminution de la composante normale de l'effort ainsi engendré. A titre d'exemple, l'effort produit à 50 Hz est quasiment tangentiel au plan des tôles.

- * L'influence de la valeur de l'entrefer sur les caractéristiques de la force générée n'est pas linéaire. Ainsi, pour de faibles valeurs, le flux magnétique pénètre les tôles perpendiculairement à leur plan en y générant un effort tangentiel. L'augmentation de l'entrefer permet d'augmenter la valeur de la composante normale F_y de l'effort par augmentation de la composante tangentielle de l'induction jusqu'à atteindre une valeur maximale pour un entrefer e_0 donné. Au-delà de cette valeur, le module du flux magnétique, et par conséquent F_y , s'affaisse du fait d'une bien plus grande réluctance du chemin emprunté.
- * L'effort engendré sur la tôle inférieure est de module supérieur à celui engendré sur la tôle supérieure conformément au module de la densité de courant. Il est donc délicat d'envisager l'extraction de la seule tôle supérieure par ce type de procédé.

Par ailleurs, le nombre d'ampère-tours nI du bobinage inducteur n'a d'influence que sur le module de l'effort généré au niveau des tôles. Au vu des valeurs déjà obtenues pour un inducteur parcouru par un courant $nI=35000$ AT, il n'est pas envisageable d'abaisser la fréquence pour assurer une orientation efficace et d'augmenter le nombre d'ampère-tours compte tenu de la puissance nécessaire pour alimenter un tel inducteur.

D'autre part, l'effort généré par une telle structure est très sensible à la position de la tôle supérieure. Ainsi, pour le cas où les tôles, du fait d'un défaut de rectitude, sont décalées de quelques millimètres de plus par rapport à l'inducteur, cette structure magnétique perd tout son intérêt. En effet, comme le module de l'effort engendré sur les tôles décroît exponentiellement à partir du bord des tôles à l'image de la densité de courant, il devient alors inefficace pour le défilage puisque de module trop faible.

Par conséquent, au vu de ces observations, il a été possible de générer des forces dont le module correspond bien à celui de l'effort nécessaire pour extraire la tôle supérieure. En revanche, le champ de force qui est appliqué aux flans ne permet pas d'extraire à coup sûr la seule tôle supérieure puisque la tôle inférieure subit quelque soient les caractéristiques de l'inducteur un effort supérieur ou égal à celui de la tôle supérieure.

2-4- Conclusion

Ce chapitre a été consacré à l'étude des potentialités des sources de champ alternatif pour effectuer le défilage des tôles d'aluminium.

Le premier paragraphe a permis de traiter les sources de champ basées sur le principe de production d'un champ magnétique glissant conforme à celui des moteurs linéaires. Une modélisation analytique d'un système inducteur-air-induit a permis de mettre en évidence l'évolution des caractéristiques de l'effort ainsi engendré en fonction de la fréquence d'alimentation du bobinage et de la distance inducteur-induit. Ainsi, l'effort engendré sur ce principe est dans tous les cas inadapté au défilage des tôles et est de plus appliqué à un ensemble de tôles, ce qui ne garantit pas une séparation systématique de la tôle supérieure. En revanche, il a été démontré que la position de l'inducteur la plus adaptée au défilage était sur le côté de la pile de tôles.

Le deuxième paragraphe a été consacré à l'étude des potentialités des sources de champ magnétique pulsant. Dans un premier temps, des électro-aimants à armature magnétique classique ont été étudiés. Les caractéristiques de l'effort obtenu avec de telles structures se sont révélées inadaptées au défilage des flans d'aluminium. En effet, le champ de force généré par ces électro-aimants, en plus d'être de faible module, s'applique à tout un ensemble de tôles. L'association de deux électro-aimants placés au-dessus et à côté de la pile de tôles n'a pas permis d'assurer l'application de l'effort sur la seule tôle supérieure. Les recherches se sont donc orientées vers des armatures magnétiques plus recherchées. Ainsi, une structure magnétique en forme de pince a permis d'augmenter le module de l'effort généré tout en limitant le nombre de tôles subissant ce champ de force. Cependant, du fait de sa grande sensibilité par rapport à la position de la tôle supérieure et compte tenu des difficultés

rencontrées pour induire un champ de force efficace sur cette seule tôle supérieure, il convient d'envisager un autre mode de génération d'effort.

CHAPITRE 3

EFFORT ELECTROMAGNETIQUE PRODUIT PAR SOURCES STATIQUES

3-1- Introduction

L'objet de ce chapitre est de présenter les travaux de modélisation électromagnétique réalisés pour mener à bien le dimensionnement des sources magnétique et électrique capables d'engendrer l'effort de dépilage. Il est décomposé en quatre paragraphes.

Le premier paragraphe expose le principe de production d'un effort électromagnétique par interaction d'un courant électrique et d'un champ magnétique statique au niveau de la tôle à extraire appelé "principe par source statique".

Le deuxième paragraphe présente un modèle analytique tridimensionnel de l'induction magnétique générée par la source magnétique constituée d'aimants permanents et d'un circuit magnétique de retour de flux. Une comparaison avec une simulation numérique par éléments finis permet de valider le modèle analytique.

Le troisième paragraphe permet de mettre au point une modélisation analytique de la répartition du courant électrique entre deux contacts électriques d'amenée et de retour du courant disposés sur la tôle conductrice supérieure.

Le dernier paragraphe présente les travaux réalisés pour dimensionner les différentes sources à l'aide des modèles analytiques établis au cours des paragraphes précédents pour produire un profil d'effort adapté au dépilage. Une étude d'optimisation des dimensions du système magnétique clôt ce paragraphe.

3-2- Présentation du principe

Le "principe par source statique" (cf §.1-5) consiste à faire interagir dans la tôle supérieure un champ magnétique statique et un courant électrique unidirectionnel délivré par des contacts directement positionnés sur la tôle supérieure. La source de champ magnétique

statique retenue est constituée d'aimants permanents et d'un circuit magnétique de retour de flux. La zone de circulation du courant électrique dans la tôle supérieure doit être localisée autour de ses bords de manière à y concentrer l'effort généré afin d'améliorer l'efficacité du défilage.

Par ailleurs, l'induction magnétique présente dans la tôle doit être maximale en son coin de manière à produire un effort maximal en ce coin où la rupture du film d'huile est la plus aisée (cf §.1-4). L'ensemble de ces considérations associées à la géométrie parallélépipédique des flans d'aluminium a conduit au système illustré par la figure (3-1).

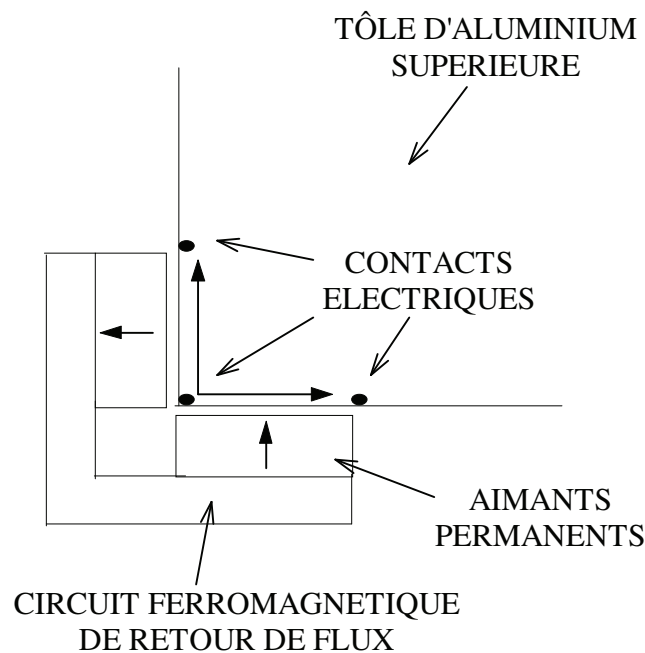


fig.3-1 : Présentation du "principe par source statique"

Remarque: Les flèches indiquent la direction d'aimantation pour les aimants permanents et le sens de circulation du courant entre les contacts électriques.

L'induction magnétique au niveau du flan d'aluminium est bien maximale en son coin puisqu'il se situe sur le chemin le moins réductant pour le flux magnétique. Les trois contacts électriques sont représentés par un cercle noir. Le courant circule du coin de la tôle vers les deux contacts de retour. Le choix des directions d'aimantation des deux aimants permanents se

fait de manière à obtenir un effort orienté ascendant sur la tôle supérieure comme le montre la figure 3-2 .

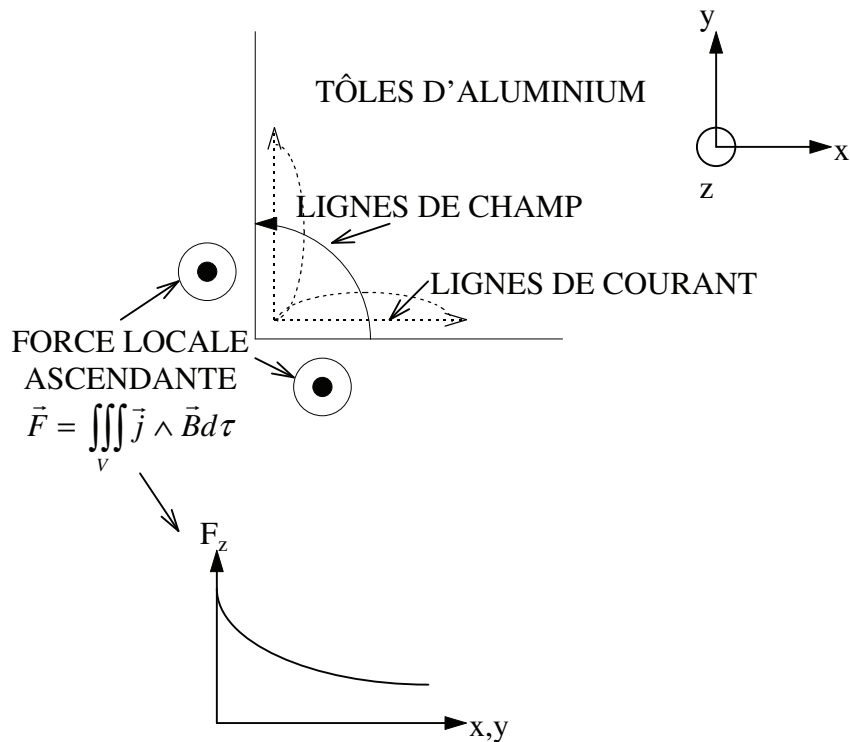


fig.3-2: Orientation et profil d'effort obtenu par la «solution statique»

Il apparaît clairement que le profil et l'orientation de la densité d'effort générée par le "principe par source statique" répondent aux critères de force établis au cours du paragraphe (§.1-4).

3-3- Modélisation analytique tridimensionnelle de la source de champ statique

L'objet de ce paragraphe est de présenter un modèle analytique tridimensionnel de l'induction magnétique présente dans l'espace et notamment au niveau des tôles d'aluminium. Cette modélisation analytique, validée par une comparaison avec une simulation numérique bidimensionnelle par éléments finis avec le logiciel FLUX2D, servira ensuite à dimensionner au mieux les sources.

3-3-1- Notions de base de magnétostatique

L'objet de ce paragraphe est de présenter l'ensemble des relations et notations qui seront par la suite utilisées au cours du développement. Ces relations concernent principalement les grandeurs magnétostatiques employées pour décrire les milieux aimantés.

3-3-1-1- Potentiel scalaire d'un milieu aimanté

Les milieux aimantés acquièrent un moment magnétique dm sous l'action d'un champ magnétique extérieur. Ce moment magnétique contenu dans un volume élémentaire dV est directement lié à l'aimantation \vec{M} par la relation $d\vec{m} = \vec{M}dV$. Le potentiel scalaire magnétique d'un milieu aimanté caractérisé par son volume V et son aimantation $\vec{M}(\vec{r}')$ (cf fig.3-3) s'écrit dans le référentiel (O,x,y,z) en nommant \vec{r} , la coordonnée du point de calcul et \vec{r}' , celle de l'élément de volume considéré:

$$\phi(\vec{r}) = \frac{1}{4\pi} \int_V \frac{\vec{M}(\vec{r}') \cdot (\vec{r} - \vec{r}')}{|\vec{r} - \vec{r}'|^3} dV \quad (eq.3-1)$$

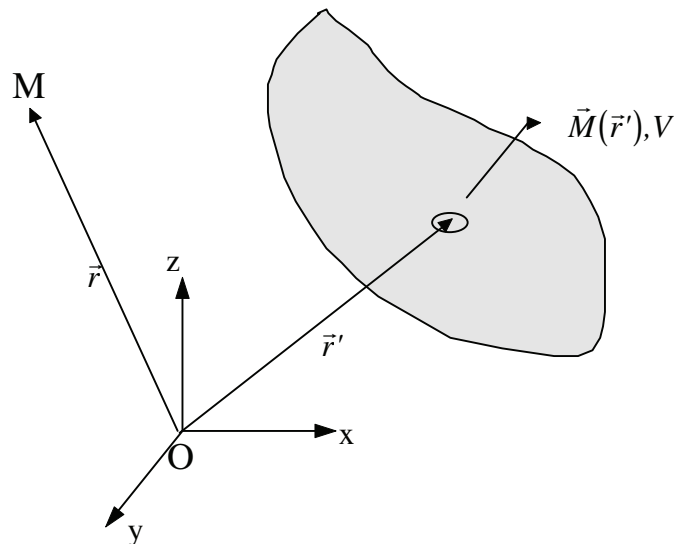


fig.3-3 : Notations utilisées pour un élément de volume V et d'aimantation $\vec{M}(\vec{r}')$

Le calcul du potentiel scalaire magnétique duquel dérive le champ magnétique se fait en utilisant la loi de Coulomb qui consiste à remplacer la distribution d'aimantation $\vec{M}(\vec{r}')$ par une distribution fictive de pôles magnétiques définis de la manière suivante :

$$\begin{cases} -\text{div}(\vec{M}(\vec{r}')) = \rho^*(\vec{r}') \\ \vec{M}(\vec{r}') \cdot \vec{n} = \sigma^*(\vec{r}') \end{cases} \quad (\text{eq.3-2})$$

$\rho^*(\vec{r}')$ représente la densité de charges fictives et $\sigma^*(\vec{r}')$ représente la densité de charges magnétiques superficielles. Le potentiel scalaire magnétique s'exprime alors ainsi :

$$\phi(\vec{r}) = -\frac{1}{4\pi} \int_V \frac{\rho^*(\vec{r}')}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dV + \frac{1}{4\pi} \int_S \frac{\sigma^*(\vec{r}')}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dS \quad (\text{eq.3-3})$$

Dans le cas d'un milieu aimanté uniformément, nous pouvons écrire que $\rho^*(\vec{r}') = 0$, l'expression du potentiel scalaire magnétique se réduit donc à :

$$\phi(\vec{r}) = \frac{1}{4\pi} \int_S \frac{\vec{M}(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dS \quad (\text{eq.3-4})$$

3-3-1-2- Relations entre les différentes grandeurs magnétiques décrivant un milieu aimanté

La relation liant l'induction magnétique $\vec{B}(\vec{r})$, le champ magnétique $\vec{H}(\vec{r})$ et l'aimantation $\vec{M}(\vec{r})$ s'exprime pour un milieu aimanté dans le référentiel (O, x, y, z) par :

$$\vec{B}(\vec{r}) = \mu_0 (\vec{H}(\vec{r}) + \vec{M}(\vec{r})) \quad (\text{eq.3-5})$$

La polarisation magnétique, qui sera par la suite utilisée au cours du développement, s'exprime en fonction de l'aimantation de la manière suivante dans le référentiel (O, x, y, z) :

$$\vec{\mathfrak{S}}(\vec{r}) = \mu_0 \vec{M}(\vec{r}) \quad (\text{eq.3-6})$$

Lorsque la densité de courant est nulle dans la région de l'espace étudiée, nous pouvons alors affirmer que le champ magnétique dérive du potentiel scalaire magnétique:

$$\vec{H}(\vec{r}) = -\text{grad}(\phi(\vec{r})) \quad (\text{eq.3-7})$$

Lorsque le milieu étudié est aimanté, linéaire, homogène et isotrope, nous avons en tout point de ce milieu la relation suivante entre l'induction magnétique et le champ magnétique en introduisant la perméabilité magnétique du milieu aimanté $\mu = \mu_0 \mu_r$:

$$\vec{B}(\vec{r}) = \mu \vec{H}(\vec{r}) \quad (\text{eq.3-8})$$

D'après les équations (eq.3-5, eq.3-6 et eq.3-8), nous pouvons en déduire la relation entre la polarisation magnétique et le champ magnétique en introduisant la susceptibilité magnétique χ du matériau :

$$\begin{cases} \vec{\mathfrak{S}}(\vec{r}) = \mu_0 \chi \vec{H}(\vec{r}) \\ \chi = \mu_r - 1 \end{cases} \quad (\text{eq.3-9})$$

3-3-1-3- Notion de champ démagnétisant d'un volume aimanté

Il est acquis que tout volume aimanté crée autour de lui un champ magnétique. La direction de ces lignes de champ s'opposent à la direction nécessaire pour l'aimanter initialement. Ce volume aimanté est donc placé dans un champ magnétique créé par lui-même qui réduit son aimantation puisqu'il est orienté en sens inverse de celle-ci. Ce champ magnétique est appelé champ démagnétisant H_D et est relié ainsi à l'aimantation par un facteur démagnétisant N [17,18] :

$$\vec{H}_D(\vec{r}) = -N \vec{M}(\vec{r}) \quad (\text{eq.3-10})$$

L'expression générale du facteur démagnétisant est un tenseur N_k dont l'expression pour un élément de volume V et de surface S est dans la direction k [20] :

$$N_k = \frac{1}{4\pi} \iint_S \vec{n}_k \cdot \frac{(\vec{r} - \vec{r}')}{|\vec{r} - \vec{r}'|^3} dS' \quad (eq.3-11)$$

3-3-2- Calcul du champ magnétique par les équations intégrales du potentiel scalaire magnétique

Le calcul du champ magnétique est réalisé en décomposant le volume V en N corps élémentaires de volume V_i de manière à pouvoir considérer l'aimantation $\vec{M}_i(\vec{r})$ constante dans chaque volume élémentaire V_i . Le calcul se fait au centre de gravité géométrique de chaque élément en considérant l'aimantation égale sur tout le volume V_i .

3-3-2-1- Calcul du champ magnétique à l'intérieur d'un volume aimanté élémentaire_i

Le calcul du champ magnétique total présent dans un élément aimanté i de volume V_i doit prendre en compte la présence du champ magnétique extérieur créé par l'ensemble des sources externes au point considéré et la présence du champ démagnétisant dû à l'élément i considéré :

$$\vec{H}_{tot,i}(\vec{r}) = \vec{H}_{ext,i}(\vec{r}) + \vec{H}_i(\vec{r}) \quad (eq.3-12)$$

D'après (eq.3-4 et eq.3-7), nous pouvons en déduire l'expression du champ H_i en considérant l'aimantation $\vec{M}_i(\vec{r})$ constante sur le volume de l'élément i :

$$\vec{H}_i(\vec{r}) = -\frac{1}{4\pi} \overset{\rightarrow}{grad} \int_{S_i} \frac{\vec{M}_i(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dS' \quad (eq.3-13)$$

En introduisant (eq.3-13) dans (eq.3-12), nous obtenons le champ magnétique total:

$$\vec{H}_{tot,i}(\vec{r}) = \vec{H}_{ext,i}(\vec{r}) - \frac{1}{4\pi} \overset{\rightarrow}{grad} \int_{S_i} \frac{\vec{M}_i(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dS' \quad (eq.3-14)$$

Si on remplace un vecteur dans un système cartésien par une matrice colonne dont les éléments sont les composantes de ce même vecteur, il est alors possible, en utilisant une

notation matricielle en remplacement de la notation vectorielle, d'introduire la matrice démagnétisante $[D_i]$ de dimensions 3x3 dans l'équation 3-14 de la manière suivante :

$$[H_{tot,i}] = [H_{ext,i}] - [D_i] \cdot [M_i] \quad (eq.3-15)$$

Les éléments de la matrice $[D_i]$ seront développés au paragraphe (§.3-3-3-2).

3-2-2-2- Calcul du champ magnétique créé par un volume aimanté élémentaire sur un autre élément

Le champ magnétique créé par un élément j sur un élément i est donné, d'après (eq.3-4), par l'expression suivante:

$$\vec{H}_{ext}(\vec{r}_i) = -\frac{1}{4\pi} \text{grad} \int_{S_j} \frac{\vec{M}_j(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r}_i - \vec{r}'|} dS' \quad (eq.3-16)$$

Le champ magnétique créé par N éléments aimantés sur un élément i s'exprime donc de la manière suivante :

$$\vec{H}_{ext}(\vec{r}_i) = -\frac{1}{4\pi} \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^N \text{grad} \int_{S_j} \frac{\vec{M}_j(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r}_i - \vec{r}'|} dS_j \Rightarrow [H_{ext,i}] = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^N [C_j] \cdot [M_j] \quad (eq.3-17)$$

Il est normal que le terme dû à l'élément i soit exclu du calcul puisqu'il intervient dans le calcul du champ démagnétisant de l'élément i . Les termes constitutifs de la matrice $[C]$ sont développés au paragraphe (§.3-3-3-1)

3-3-2-3- Expression complète du champ magnétique

L'expression matricielle complète du champ magnétique dans un élément i est obtenue en combinant (eq.3-17 et eq.3-15) [19] :

$$[H_{tot,i}] = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^N [C_j] \cdot [M_j] - [D_i] \cdot [M_i] = [H_{ext,i}] - \frac{1}{\mu_0} [D_i] \cdot [\mathfrak{S}_i] \quad (eq.3-18)$$

Le terme sous le signe somme représente le champ magnétique extérieur créé par l'ensemble des sources j alors que le dernier terme de (eq.3-18) désigne le champ magnétique démagnétisant dû à l'élément i .

Le calcul du champ magnétique peut être mené sur un élément i de matériau quelconque. Trois cas se distinguent :

- * Pour le cas où l'élément i est un élément constituant un aimant permanent, nous considérerons pour la suite du développement que l'aimant est idéal. La polarisation magnétique est donc constante et vaut B_r , induction rémanente de l'aimant considéré. Il n'est pas utile d'échantillonner l'aimant.
- * Pour le cas où l'élément i est situé dans le vide, le champ magnétique présent dans l'élément i est alors le champ magnétique externe $H_{ext,i}$ résultant de la somme de toutes les sources externes.
- * Pour le cas où l'élément i est un corps ferromagnétique, nous considérerons, pour la suite, le corps homogène, isotrope. Le système d'équations à résoudre est alors le suivant [19]:

$$\left\{ \begin{array}{l} [H_{tot,i}] = [H_{ext,i}] - \frac{1}{\mu_0} [D_i] \cdot [\mathfrak{S}_i] \\ |\mathfrak{S}_i| = f(|H_{tot,i}|) \\ \vec{\mathfrak{S}}_i // \vec{H}_{tot,i} \end{array} \right. \quad (eq.3-19)$$

On peut ainsi en déduire d'après (eq.3-19) et (eq.3-9) une relation entre la polarisation magnétique et le champ magnétique:

$$[\mathfrak{S}_i] = \mu_0 \chi [H_{tot,i}] \quad (eq.3-20)$$

où $\chi = \frac{\partial \mathfrak{S}}{\partial H}$ est la susceptibilité magnétique. En introduisant (eq.3-20) dans (eq.3-18), on obtient finalement les expressions suivantes :

$$\begin{cases} [H_{tot,i}] = ([I_3] + \chi[D_i])^{-1} \cdot [H_{ext,i}] \\ [S_i] = \mu_0 \chi ([I_3] + \chi[D_i])^{-1} \cdot [H_{ext,i}] \end{cases} \quad (eq.3-21)$$

avec $[H_{ext,i}] = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^N [C_j] \cdot [M_j]$

3-3-3- Application à la géométrie cartésienne de la source magnétique envisagée

La géométrie de la source de champ magnétique est représentée sur la figure (fig.3-4). Elle intègre deux aimants permanents et le circuit magnétique de retour de flux qui leur est associé comme cela est représenté sur la figure (fig.3-1).

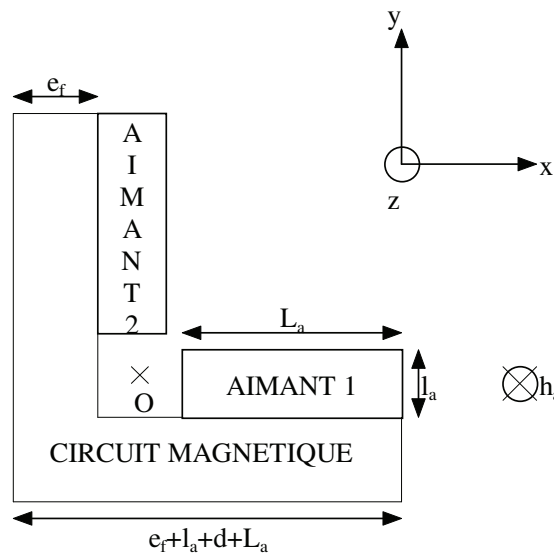


fig.3-4 : Vue du dessus du système aimants-circuit magnétique

La géométrie de la source magnétique nous impose d'appliquer le calcul de l'induction magnétique par les équations intégrales du potentiel scalaire magnétique à une géométrie rectangulaire dans un référentiel cartésien orthonormé direct \$(O,x,y,z)\$. Le volume élémentaire considéré au cours du développement est un parallélépipède représenté sur la figure (3-5).

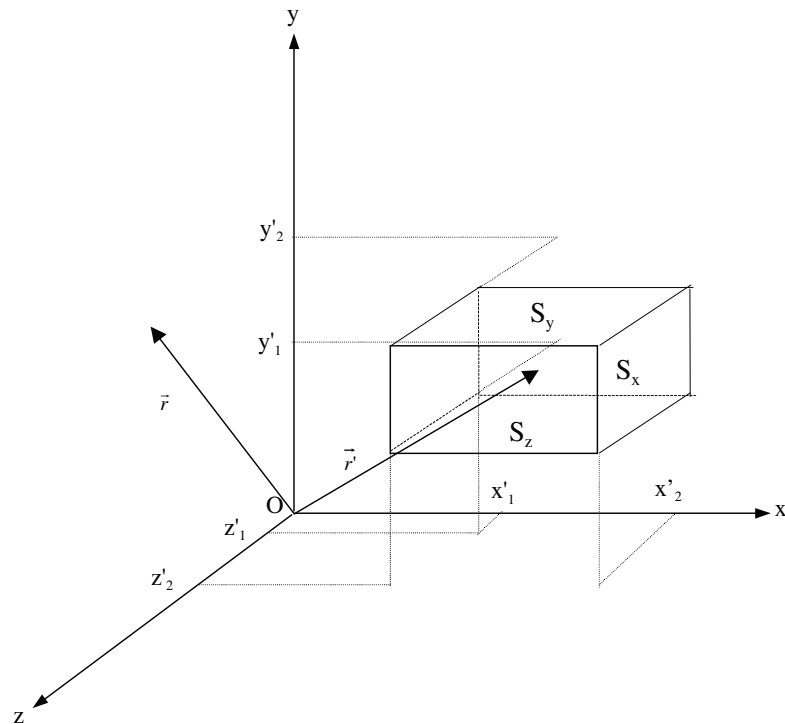


fig.3-5: Notations employées pour le calcul des matrices $[C]$ et $[D]$ pour un élément parallélépipédique

Le système magnétique envisagé peut être décomposé en deux sous-systèmes. Le sous-système (S_f) est relatif au circuit magnétique de retour de flux échantillonné en N éléments parallélépipédiques égaux. Le calcul des matrices $[C]$ et $[D]$ relatives à (S_f), nécessaire pour calculer le champ magnétique dû à chacun des N éléments, ne dépend que de la géométrie des volumes élémentaires. Ceux-ci étant choisis égaux, le calcul n'est réalisé qu'une seule fois puis appliqué à chacun des volumes élémentaires. Le sous-système (S_a) est relatif aux deux aimants permanents considérés comme idéaux (cf § 3-3-2-3). Il n'est donc pas utile de les échantillonner. Le calcul des matrices $[C]$ et $[D]$ relatives à (S_a) est réalisé en prenant en compte le volume des deux aimants permanents.

3-3-3-1- Calcul des éléments de la matrice $[C]$

Le développement du calcul est réalisé sur un élément parallélépipédique quelconque représenté sur la figure (3-5). Il conviendra ensuite d'affecter à cet élément les grandeurs géométriques des éléments ferromagnétiques pour (S_f) et les grandeurs géométriques des aimants permanents pour (S_a).

La matrice $[C]$ est affectée au calcul du champ externe produit par un milieu aimanté d'aimantation $\vec{M}(\vec{r}')$. Le potentiel scalaire magnétique s'exprime de la manière suivante en nommant \vec{r} , la coordonnée du point de calcul et \vec{r}' , celle de l'élément de volume considéré (cf *eq.3-4*) :

$$\phi(\vec{r}) = \frac{1}{4\pi} \int_S \frac{\vec{M}(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dS$$

Le champ magnétique extérieur à l'élément considéré dû à cet élément s'exprime ainsi (cf *eq.3-16*):

$$\vec{H}_{ext}(\vec{r}) = -\frac{1}{4\pi} \overset{\rightarrow}{grad} \int_S \frac{\vec{M}(\vec{r}') \cdot \vec{n}}{|\vec{r} - \vec{r}'|} dS' \quad (eq.3-22)$$

Considérons la norme euclidienne dans un système de coordonnées cartésiennes définie ainsi:

$$|\vec{r} - \vec{r}'| = L = \sqrt{(x - x')^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2} \quad (eq.3-23)$$

Les surfaces considérées pour le calcul du champ magnétique sont S_x , S_y , S_z et leurs opposées (cf *fig.3-5*). Le terme dû à la surface S_x et son opposée, par exemple, s'exprime de la manière suivante en introduisant (*eq.3-23*) dans (*eq.3-22*):

$$\begin{aligned} & -\frac{1}{4\pi} \overset{\rightarrow}{grad} \int_{S(x'=x'_2)} \frac{M_x}{\left[(x - x'_2)^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' + \\ & \frac{1}{4\pi} \overset{\rightarrow}{grad} \int_{S(x'=x'_1)} \frac{M_x}{\left[(x - x'_1)^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' \end{aligned} \quad (eq.3-24)$$

L'équation (*eq.3-24*) appliquée aux six surfaces constituant l'élément parallélépipédique conduisent à l'expression suivante pour le champ magnétique:

$$\begin{aligned}
 \vec{H}_{ext}(\vec{r}) = & -\frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(x'=x'_2)} \frac{M_x}{\left[(x-x'_2)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' \\
 & + \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(x'=x'_1)} \frac{M_x}{\left[(x-x'_1)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' \\
 & - \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(y'=y'_2)} \frac{M_y}{\left[(x-x')^2 + (y-y'_2)^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dx' dz' \\
 & + \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(y'=y'_1)} \frac{M_y}{\left[(x-x')^2 + (y-y'_1)^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dx' dz' \\
 & - \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(z'=z'_2)} \frac{M_z}{\left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'_2)^2 \right]^{1/2}} dx' dy' \\
 & + \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(z'=z'_1)} \frac{M_z}{\left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'_1)^2 \right]^{1/2}} dx' dy'
 \end{aligned} \tag{eq.3-25}$$

Introduisons la notation suivante pour simplifier la suite du développement:

$$\frac{1}{L} \Big|_{x'_1}^{x'_2} = \left[(x-x'_2)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{-1/2} - \left[(x-x'_1)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{-1/2}$$

(eq.3-26)

Introduisons (eq.3-26) dans (eq.3-25) de manière à obtenir une expression simplifiée du champ magnétique en fonction de l'aimantation:

$$\vec{H}_{ext}(\vec{r}) = -\frac{1}{4\pi} \vec{grad} \left[\int_S M_x \cdot \frac{1}{L} \Big|_{x'_1}^{x'_2} dy' dz' + \int_S M_y \cdot \frac{1}{L} \Big|_{y'_1}^{y'_2} dx' dy' + \int_S M_z \cdot \frac{1}{L} \Big|_{z'_1}^{z'_2} dx' dy' \right] \tag{eq.3-27}$$

Nous obtenons l'expression suivante en appliquant le gradient aux trois membres de l'équation (eq.3-27) :

$$[H_{ext}] = -\frac{1}{4\pi} \begin{bmatrix} M_x \frac{\partial}{\partial x} \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x'_1}^{x'_2} dy' dz' - M_y \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x'_1, y'_1}^{x'_2, y'_2} dz' - M_z \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x'_1, z'_1}^{x'_2, z'_2} dy' \\ -M_x \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x'_1, z'_1}^{x'_2, z'_2} dz' + M_y \frac{\partial}{\partial y} \int_S \frac{1}{L} \Big|_{y'_1}^{y'_2} dx' dz' - M_z \int_S \frac{1}{L} \Big|_{y'_1, z'_1}^{y'_2, z'_2} dx' \\ -M_x \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x'_1, z'_1}^{x'_2, z'_2} dy' - M_y \int_S \frac{1}{L} \Big|_{y'_1, z'_1}^{y'_2, z'_2} dx' + M_z \frac{\partial}{\partial z} \int_S \frac{1}{L} \Big|_{z'_1}^{z'_2} dx' dy' \end{bmatrix}$$

(eq.3-28)

Il est alors possible d'isoler les termes constituant la matrice $[C]$ en posant:

$$[H_{ext}] = \begin{bmatrix} H_x \\ H_y \\ H_z \end{bmatrix} \quad [M] = \begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} \quad [C] = \begin{bmatrix} C_{xx} & C_{xy} & C_{xz} \\ C_{yx} & C_{yy} & C_{yz} \\ C_{zx} & C_{zy} & C_{zz} \end{bmatrix} \quad [H_{ext}] = [C] \cdot [M] \quad (eq.3-29)$$

Les termes constitutifs de la matrice $[C]$ s'expriment alors ainsi:

$$[C] = \frac{1}{4\pi} \begin{bmatrix} -\frac{\partial}{\partial x} \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{x'_1}^{x'_2} dy' dz' & \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{x'_1, y'_1}^{x'_2, y'_2} dz' & \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{x'_1, z'_1}^{x'_2, z'_2} dy' \\ \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{x'_1, y'_1}^{x'_2, y'_2} dz' & -\frac{\partial}{\partial y} \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{y'_1}^{y'_2} dx dz' & \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{y'_1, z'_1}^{y'_2, z'_2} dx' \\ \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{x'_1, z'_1}^{x'_2, z'_2} dy' & \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{y'_1, z'_1}^{y'_2, z'_2} dx' & -\frac{\partial}{\partial z} \int_S \left[\frac{1}{L} \right]_{z'_1}^{z'_2} dx' dy' \end{bmatrix}$$

(eq.3-30)

Les éléments de la matrice $[C]$ s'expriment après développement de la manière suivante:

$$\left\{ \begin{array}{l}
 C_{xx} = \frac{1}{4\pi} \arctan \left[\frac{(y-y')(z-z')}{(x-x')L} \right]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\
 C_{xy} = C_{yx} = -\frac{1}{4\pi} [\ln(z-z'+L)]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\
 C_{xz} = C_{zx} = -\frac{1}{4\pi} [\ln(y-y'+L)]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\
 C_{yz} = C_{zy} = -\frac{1}{4\pi} [\ln(x-x'+L)]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\
 C_{yy} = \frac{1}{4\pi} \arctan \left[\frac{(x-x')(z-z')}{(y-y')L} \right]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\
 C_{zz} = \frac{1}{4\pi} \arctan \left[\frac{(x-x')(y-y')}{(z-z')L} \right]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2}
 \end{array} \right. \quad (eq.3-31)$$

Par la suite, nous noterons la matrice $[C]$ de la manière suivante pour une plus grande simplicité du développement:

$$[C] = [C(x, y, z)] \quad (eq.3-32)$$

3-3-3-2- Calcul des éléments de la matrice $[D]$

Le calcul des éléments de la matrice $[D]$ se fait, comme ce fut le cas pour la matrice $[C]$, sur un élément parallélépipédique auquel les grandeurs géométriques des éléments ferromagnétiques pour (S_f) et les grandeurs géométriques des aimants permanents pour (S_a) seront affectées. Le calcul est exactement le même que celui mené dans le paragraphe (§3-3-3-1) et conduit aux expressions suivantes:

$$[D] = \begin{bmatrix} D_x & 0 & 0 \\ 0 & D_y & 0 \\ 0 & 0 & D_z \end{bmatrix} \quad (eq.3-33)$$

Les termes constituant la matrice diagonale $[D]$ s'expriment ainsi:

$$\begin{cases} D_x = \frac{1}{4\pi} \arctan \left[\frac{(y-y')(z-z')}{(x-x')L} \right]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\ D_y = \frac{1}{4\pi} \arctan \left[\frac{(x-x')(z-z')}{(y-y')L} \right]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \\ D_z = \frac{1}{4\pi} \arctan \left[\frac{(x-x')(y-y')}{(z-z')L} \right]_{x'_1, y'_1, z'_1}^{x'_2, y'_2, z'_2} \end{cases} \quad (eq.3-34)$$

Nous utiliserons par la suite, comme ce fut le cas pour $[C]$, la notation suivante pour la matrice $[D]$:

$$[D] = [D(x, y, z)] \quad (eq.3-35)$$

Les propriétés des matrices $[C]$ et $[D]$ sont détaillées dans [20].

3-3-3-3- Application au calcul de l'induction présente dans les tôles et comparaison avec une simulation numérique par éléments finis

Le repère d'étude et les caractéristiques géométriques du système magnétique sont présentés sur la figure (fig.3-4).

On considère les hypothèses suivantes : les deux aimants ont exactement les mêmes caractéristiques géométriques et magnétiques, et les tôles d'aluminium ont une perméabilité magnétique égale à celle du vide.

Le vecteur polarisation $[\mathcal{J}_{a,1}]$ de l'aimant 1 est défini de la manière suivante:

$$[\mathcal{J}_{a,1}] = B_r \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (eq.3-34)$$

Les bornes de l'aimant 1 sont les suivantes :

$$\begin{cases} z'_1 = -\frac{h_a}{2}, z'_2 = \frac{h_a}{2} \\ x'_1 = \frac{l_a}{2} + d, x'_2 = L_a + \frac{l_a}{2} + d \\ y'_1 = -\frac{l_a}{2}, y'_2 = \frac{l_a}{2} \end{cases} \quad (eq.3-35)$$

Le vecteur polarisation $[\mathcal{J}_{a,2}]$ de l'aimant 2 est défini de la manière suivante:

$$[\mathcal{J}_{a,2}] = B_r \begin{bmatrix} -1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (eq.3-36)$$

Les bornes de l'aimant 2 sont les suivantes :

$$\begin{cases} z'_1 = -\frac{h_a}{2}, z'_2 = \frac{h_a}{2} \\ x'_1 = -\frac{l_a}{2}, x'_2 = \frac{l_a}{2} \\ y'_1 = \frac{l_a}{2} + d, y'_2 = L_a + \frac{l_a}{2} + d \end{cases} \quad (eq.3-37)$$

Le circuit magnétique de retour de flux est décomposé en N éléments parallélépipédiques dont l'aimantation est calculée selon la méthode exposée au paragraphe (§3-3-2-3). Les dimensions de ces éléments sont choisies de manière à pouvoir considérer une aimantation uniforme dans chaque volume parallélépipédique élémentaire.

L'organigramme de calcul de l'induction en un point $M_0(x_0, y_0, z_0)$ de l'espace (des tôles) est présenté sur la figure (fig.3-6).

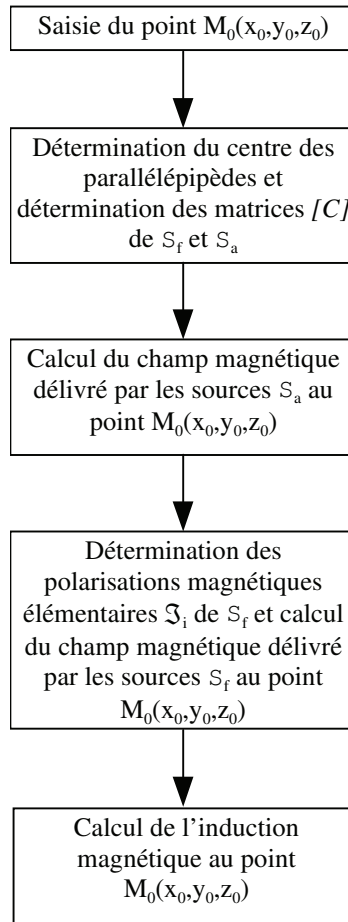


fig.3-6 : Organigramme de calcul de l'induction magnétique en un point $M_0(x_0,y_0,z_0)$ des tôles d'aluminium

L'organigramme de calcul de l'induction magnétique produite par la source en un point $M_0(x_0,y_0,z_0)$ des tôles d'aluminium peut être décomposé en quatre parties:

* Détermination du centre des parallélépipèdes et des éléments des matrices $[C]$

Pour le sous-système (S_a) , les aimants permanents n'étant pas échantillonnés, l'élément de volume considéré sont les aimants entiers de centre leur centre de gravité $G_{a,1}(G_{a,1,x},G_{a,1,y},G_{a,1,z})$ et $G_{a,2}(G_{a,2,x},G_{a,2,y},G_{a,2,z})$. Les matrices $[C]$ s'expriment de la manière suivante:

$$\begin{cases} [C_{a,1}] = [C(x_0 - G_{a,1,x}, y_0 - G_{a,1,y}, z_0 - G_{a,1,z})] \\ [C_{a,2}] = [C(x_0 - G_{a,2,x}, y_0 - G_{a,2,y}, z_0 - G_{a,2,z})] \end{cases} \quad (eq.3-38)$$

Pour le sous-système (S_f), le circuit magnétique est décomposé en N volumes parallélépipédiques. Le centre de gravité de chacun de ces éléments est noté $G_{f,i}(G_{f,i,x}, G_{f,i,y}, G_{f,i,z})$ et les matrices $[C_{f,i}]$ relatives au sous-système (S_f) s'expriment de la manière suivante :

$$[C_{f,i}] = [C_{f,i}(x_0 - G_{f,i,x}, y_0 - G_{f,i,y}, z_0 - G_{f,i,z})] \quad (eq.3-39)$$

* Calcul du champ magnétique délivré par les sources (S_a) au point $M_0(x_0, y_0, z_0)$

Le calcul du champ magnétique produit au point $M_0(x_0, y_0, z_0)$ par les deux aimants permanents de (S_a) s'exprime ainsi (cf *eq.3-6, eq.3-17, eq.3-38*):

$$[H_{S_a}] = \frac{1}{\mu_0} ([C_{a,1}] \cdot [S_{a,1}] + [C_{a,2}] [S_{a,2}]) \quad (eq.3-40)$$

* Calcul des polarisations élémentaires $\mathfrak{J}_{f,i}$ et du champ magnétique produit au point $M_0(x_0, y_0, z_0)$ par (S_f)

Le calcul des polarisations élémentaires $\mathfrak{J}_{f,i}$ s'effectue selon (*eq.3-21*) sur chaque parallélépipède élémentaire. Le champ magnétique produit par l'ensemble des éléments s'exprime de la manière suivante (cf *eq.3-6, eq.3-17, eq.3-39*):

$$[H_{S_f}] = \frac{1}{\mu_0} \sum_{i=1}^N [C_{f,i}] [S_{f,i}] \quad (eq.3-41)$$

* Calcul de l'induction magnétique totale au point $M_0(x_0, y_0, z_0)$

Nous obtenons l'induction magnétique totale au point $M_0(x_0, y_0, z_0)$ en additionnant les contributions de chaque sous-système (S_a) et (S_f) au rapport μ_0 près. Cela donne l'expression suivante:

$$[B(x_0, y_0, z_0)] = [C_{a,1}] [S_1] + [C_{a,2}] [S_2] + \sum_{i=1}^N [C_{f,i}] [S_{f,i}] \quad (eq.3-42)$$

Il est indispensable de confronter ce modèle semi-analytique à une simulation numérique bidimensionnelle par éléments finis obtenu par le biais du logiciel FLUX2D pour pouvoir le valider et obtenir un bon dimensionnement des sources. Pour cela, la côte du modèle analytique tridimensionnel sera supposée très grande devant les autres dimensions de manière à considérer que l'induction magnétique générée par la source est bidimensionnelle.

La comparaison est effectuée sur deux aimants permanents de dimensions géométriques $L_a=150$ mm et $l_a=50$ mm et d'induction rémanente $B_r=1.2$ T. Les calculs sont réalisés avec et sans circuit magnétique de retour de flux. L'élément de comparaison sera l'induction présente sur un des bords de la tôle supérieure située à 5 mm en vis à vis d'un des deux aimants permanents. Les figures (fig.3-7) et (fig.3-8) représentent les composantes B_x et B_y de l'induction au bord de la tôle supérieure sur 150 mm à partir du coin avec et sans circuit magnétique de retour de flux de perméabilité magnétique $\mu_r=500$, la tôle étant placée en vis à vis du milieu des aimants ($z=0$).

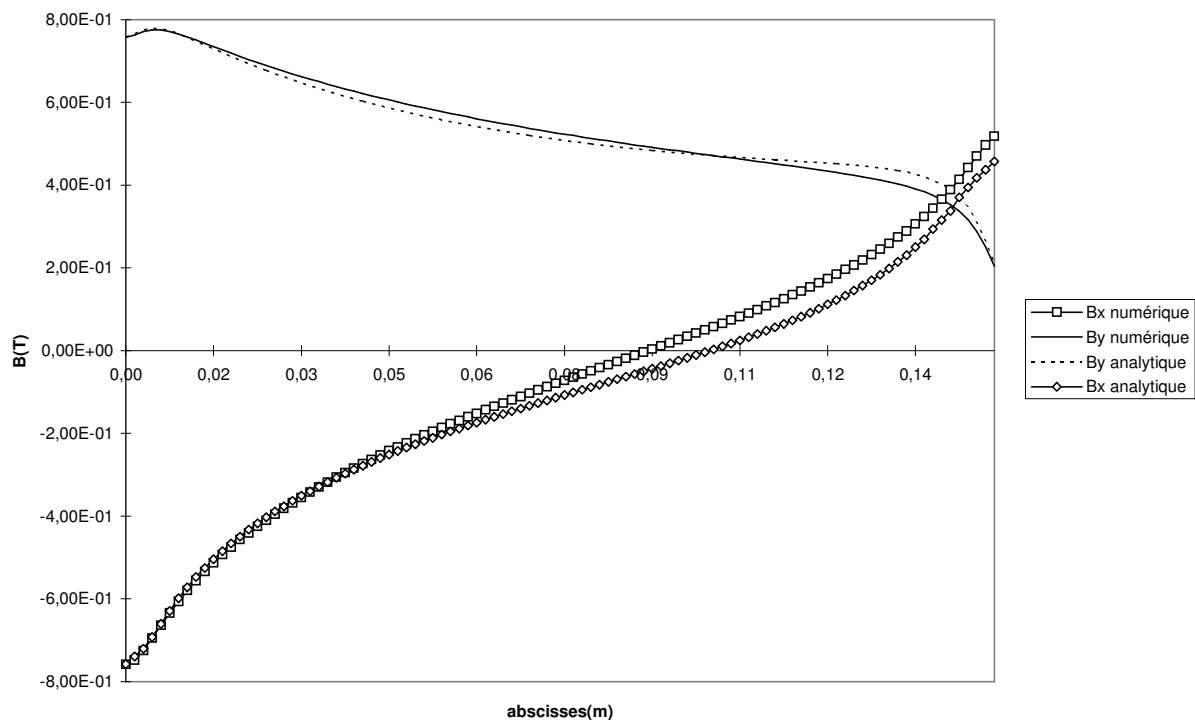


fig.3-7 : Comparaison du modèle semi-analytique avec un calcul par éléments finis des composantes de l'induction présente au bord de la tôle en présence du circuit magnétique

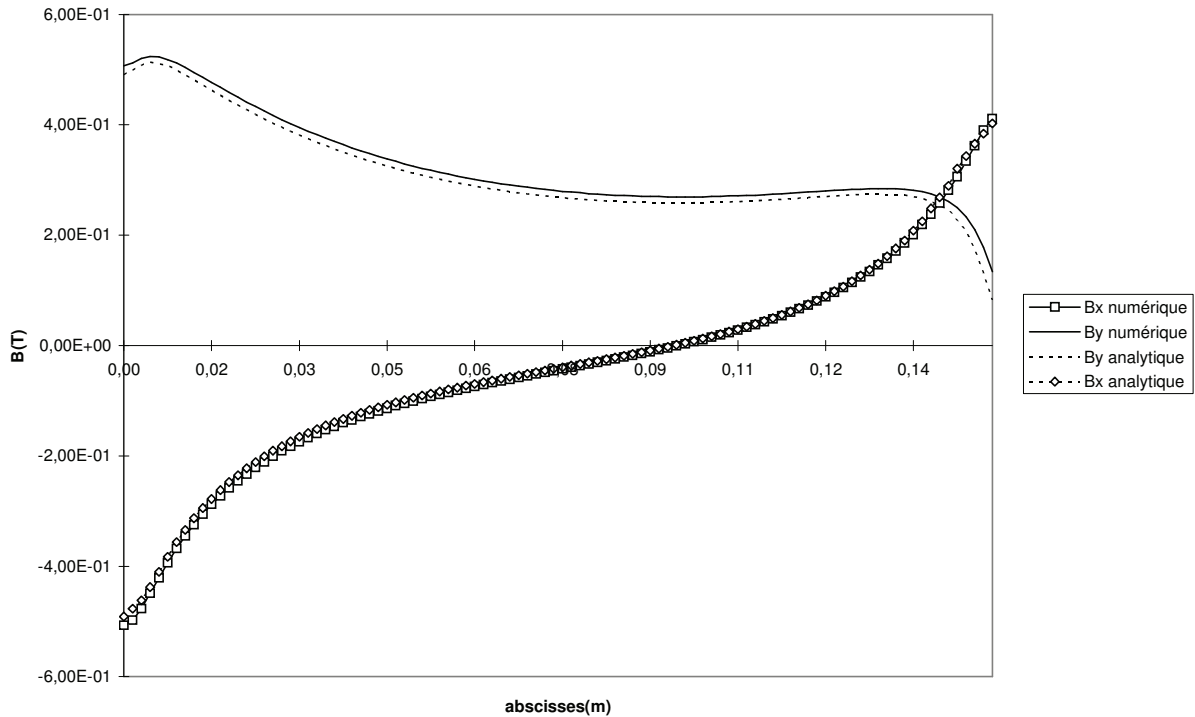


fig.3-8 : Comparaison du modèle semi-analytique avec un calcul par éléments finis des composantes de l'induction présente au bord de la tôle en l'absence du circuit magnétique

Il est intéressant de constater l'adéquation entre le modèle semi-analytique et le modèle numérique par éléments finis. Cette comparaison confirme donc la validité du modèle semi-analytique qui sera par la suite utilisé. Il est de plus intéressant de remarquer l'importance de la présence du circuit magnétique de retour de flux qui permet d'augmenter d'environ 50 % la valeur de l'induction magnétique au niveau des tôles (cf fig.3-7 et fig.3-8).

La figure (fig.3-9) illustre bien la nécessité de se doter d'un modèle tridimensionnel lorsque l'on traite des problèmes comportant des aimants permanents. Ainsi, elle met en parallèle l'induction magnétique bidimensionnelle précédemment calculée par le modèle semi-analytique tridimensionnel avec l'induction magnétique tridimensionnelle calculée pour deux hauteurs d'aimants permanents différentes. La figure (fig.3-9) met ainsi en valeur l'influence de la hauteur de l'aimant sur la valeur de l'induction magnétique au niveau des tôles. Il apparaît très clairement qu'un modèle bidimensionnel conduit à des résultats erronés lorsque les trois dimensions des aimants sont du même ordre de grandeur.

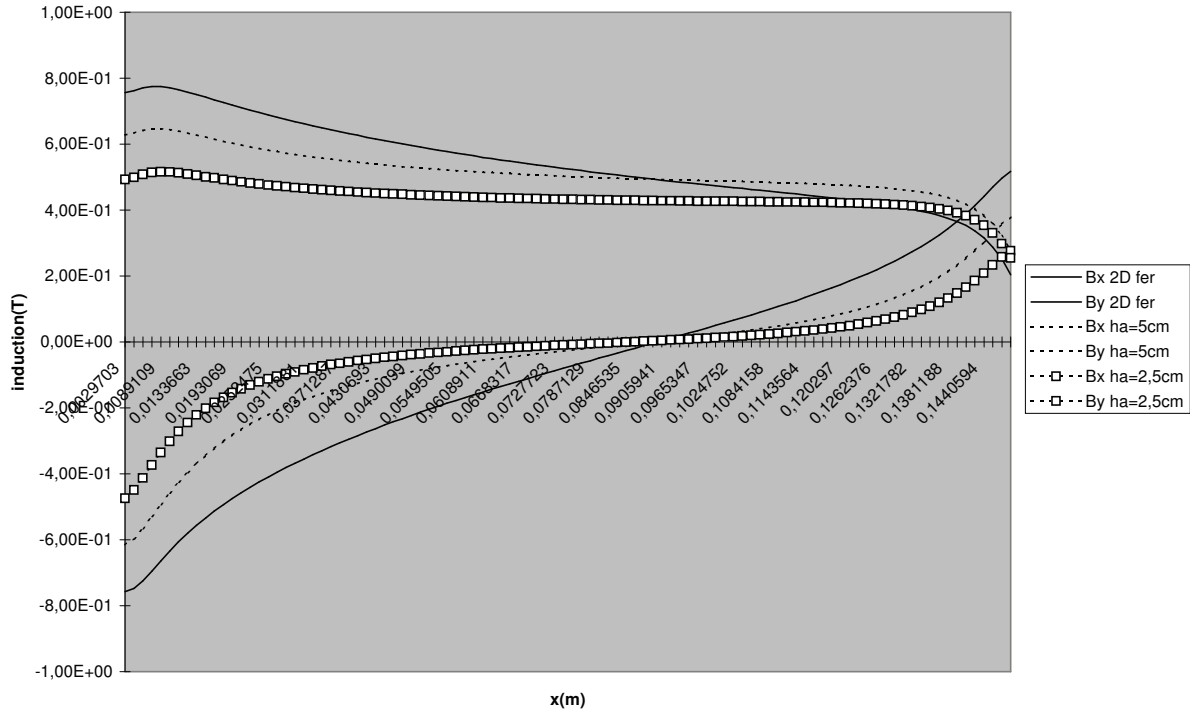


fig.3-9 : Evolution des composantes de l'induction en fonction de la hauteur des aimants

3-4- Modélisation de la répartition du courant électrique dans la tôle

Nous nous intéressons, dans ce paragraphe, à la modélisation analytique de la répartition du courant électrique entre deux électrodes positionnées sur une tôle d'aluminium. La modélisation proposée se base sur la résolution de l'équation de Laplace dans le plan de la tôle supérieure par le biais de la méthode de séparation des variables [24]. Cette approche bidimensionnelle suppose que les lignes de courant se développent uniquement dans la tôle supérieure. Cette hypothèse est assez satisfaisante compte tenu du film d'huile qui sépare les tôles les unes des autres dans la pile. Aussi, on néglige la composante normale de la densité de courant au plan de la tôle compte tenu de la faible épaisseur de cette dernière.

Nous rappelons l'équation de Laplace dans le cas d'un système cartésien bidimensionnel :

$$\Delta V = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial y^2} = 0 \quad (eq.3-43)$$

avec les conditions aux limites de Dirichlet et de Neumann homogène indiquée sur la figure 3-

10. La condition de Neumann homogène est imposée sur les bords de la tôle alors que les emplacements des électrodes, représentés par des cercles, sont des zones équipotentielles (Dirichlet), l'électrode positive étant au potentiel V_1 et les deux électrodes négatives au potentiel V_2 .

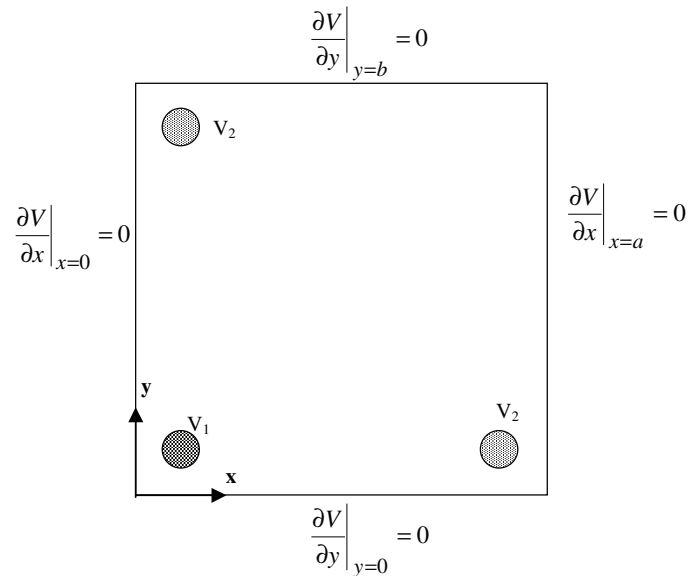


Fig. 3-10 : Géométrie de la tôle comportant les contacts électriques

La solution générale de l'équation de Laplace en deux dimensions avec la méthode de séparation des variables peut être mise sous la forme :

$$V(x, y) = \sum_k (A_k \cos(kx) + B_k \sin(kx))(C_k \cosh(ky) + D_k \sinh(ky)) \quad (eq.3-44)$$

La densité de courant est donnée par l'expression suivante:

$$\vec{J} = -\sigma \overrightarrow{\text{grad}} V \quad (eq.3-45)$$

Les composantes de la densité de courant sont donc :

$$\begin{cases} J_x(x, y) = -\sigma \sum_k k (-A_k \sin(kx) + B_k \cos(kx))(C_k \cosh(ky) + D_k \sinh(ky)) \\ J_y(x, y) = -\sigma \sum_k k (A_k \cos(kx) + B_k \sin(kx))(C_k \sinh(ky) + D_k \cosh(ky)) \end{cases}$$

L'application des conditions aux limites nous permet d'écrire :

$$\begin{aligned} \frac{\partial V}{\partial x}(0, y) = 0 &\Rightarrow \sum_k k B_k \cdot (C_k \cosh(ky) + D_k \sinh(ky)) = 0 \Rightarrow \underline{B_k = 0 \quad \forall k > 0} \\ \frac{\partial V}{\partial x}(a, y) = 0 &\Rightarrow \sum_k -k A_k \sin(ka) \cdot (C_k \cosh(ky) + D_k \sinh(ky)) = 0 \Rightarrow \\ &\sin(ka) = 0 \Rightarrow k = \frac{n\pi}{a} \text{ avec } n \in N^* \end{aligned}$$

Avec les nouvelles données, l'expression de la composante selon y de la densité de courant s'écrit :

$$J_y(x, y) = -\frac{\sigma\pi}{a} \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \cos\left(\frac{n\pi}{a} x\right) \cdot \left(C_n \sinh\left(\frac{n\pi}{a} y\right) + D_n \cosh\left(\frac{n\pi}{a} y\right) \right)$$

Pour satisfaire les conditions aux limites sur les bords horizontaux de la tôle, le repère Oxy est choisi de telle façon que :

$$0 \leq x \leq a \quad \text{et} \quad -\frac{b}{2} \leq y \leq \frac{b}{2}$$

Avec ce nouveau repère, la nouvelle expression du potentiel électrique s'écrit :

$$V(x, y) = \sum_n A_n \cos\left(\frac{n\pi}{a} x\right) \cdot \left(C_n \cosh\left(\frac{n\pi}{a} \left(|y| - \frac{b}{2}\right)\right) + D_n \sinh\left(\frac{n\pi}{a} \left(|y| - \frac{b}{2}\right)\right) \right) \quad (\text{eq.3-46})$$

En tenant compte des conditions aux limites sur les bords horizontaux et en posant $F_n = A_n D_n$, l'expression finale du potentiel électrique devient:

$$V(x, y) = \sum_{n=1}^{\infty} F_n \cos\left(\frac{n\pi}{a} x\right) \cdot \cosh\left(\frac{n\pi}{a} \left(|y| - \frac{b}{2}\right)\right) \quad (\text{eq.3-47})$$

Cette solution se décline en deux expressions selon le signe de y :

$$\begin{cases} V(x, y) = \sum_{n=1}^{\infty} F_n \cos\left(\frac{n\pi}{a} x\right) \cdot \cosh\left(\frac{n\pi}{a} \left(y - \frac{b}{2}\right)\right) & \text{pour } 0 \leq y \leq b/2 \\ V(x, y) = \sum_{n=1}^{\infty} F_n \cos\left(\frac{n\pi}{a} x\right) \cdot \cosh\left(\frac{n\pi}{a} \left(y + \frac{b}{2}\right)\right) & \text{pour } -b/2 \leq y \leq 0 \end{cases} \quad (\text{eq.3-48})$$

La densité de courant s'exprime alors de la façon suivante :

$$\text{Pour } 0 \leq y \leq b/2 \Rightarrow \begin{cases} J_x(x, y) = \frac{\sigma\pi}{a} \sum_{n=1}^{\infty} nF_n \sin\left(\frac{n\pi}{a}x\right) \cdot \cosh\left(\frac{n\pi}{a}\left(y - \frac{b}{2}\right)\right) \\ J_y(x, y) = -\frac{\sigma\pi}{a} \sum_{n=1}^{\infty} nF_n \cos\left(\frac{n\pi}{a}x\right) \cdot \sinh\left(\frac{n\pi}{a}\left(y - \frac{b}{2}\right)\right) \end{cases} \quad (\text{eq.3-49})$$

et

$$\text{Pour } -b/2 \leq y \leq 0 \Rightarrow \begin{cases} J_x(x, y) = \frac{\sigma\pi}{a} \sum_{n=1}^{\infty} nF_n \sin\left(\frac{n\pi}{a}x\right) \cdot \cosh\left(\frac{n\pi}{a}\left(y + \frac{b}{2}\right)\right) \\ J_y(x, y) = -\frac{\sigma\pi}{a} \sum_{n=1}^{\infty} nF_n \cos\left(\frac{n\pi}{a}x\right) \cdot \sinh\left(\frac{n\pi}{a}\left(y + \frac{b}{2}\right)\right) \end{cases} \quad (\text{eq.3-50})$$

Pour déterminer les coefficients F_n dans les expressions du potentiel électrique et de la densité de courant, des nœuds sont placés régulièrement sur les circonférences des cercles représentant les zones de contact entre les électrodes et la tôle. Les valeurs du potentiel étant connues sur ces frontières, l'écriture de l'expression du potentiel en chacun des N nœuds nous permet de constituer un système de N équations linéaires à N inconnues qui ne sont autres que les coefficients F_n . L'équation correspondant au nœud i s'écrit de la façon suivante :

$$\sum_{n=1}^N F_n \cos\left(\frac{n\pi}{a}x_i\right) \cdot \cosh\left(\frac{n\pi}{a}\left(|y_i| - \frac{b}{2}\right)\right) = V_i \quad (\text{eq.3-51})$$

où V_i est la valeur du potentiel au nœud i de la frontière Dirichlet.

La résolution de ce système d'équations linéaires par une méthode classique nous délivre les coefficients recherchés. Le nombre N de nœuds choisis sur la frontière Dirichlet dépend du nombre de composantes harmoniques qu'on souhaite avoir dans l'expression du potentiel électrique et donc de la densité de courant.

La figure 3-11 montre la répartition des lignes du potentiel entre l'électrode positive et les des deux électrodes négatives. A ce niveau, il faut signaler que les lignes de courants les plus importantes se situent dans une bande de faible épaisseur autour du segment reliant les deux électrodes.

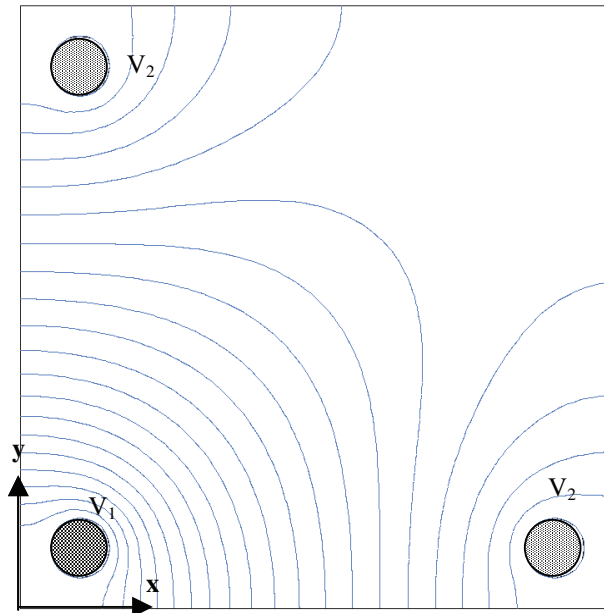


fig.3-11 : Lignes du potentiel électrique entre les électrodes dans la tôle supérieure

3-5- Calcul de l'effort généré par interaction d'un champ magnétique et d'un courant électrique

L'objet de ce paragraphe est de présenter la méthode de calcul de la force produite par interaction entre le champ magnétique issu des aimants permanents et le courant électrique délivré par les contacts. Les sources seront ensuite dimensionnées pour obtenir les caractéristiques de l'effort de dépilage définies au premier chapitre.

3-5-1- Calcul de l'effort par la formule de Laplace: application au dépilage

Le principe de calcul de l'effort que subit la tôle supérieure par la formule de Laplace consiste à discrétiser la tôle en volumes élémentaires de 1 mm^3 et à appliquer la formule de

Laplace au centre de gravité de chacun des éléments. La somme des n forces élémentaires que subit chaque élément constitue alors l'effort total que subit la tôle supérieure.

Les forces locales sont calculées selon la formule de Laplace en intégrant sur le volume élémentaire le produit vectoriel entre le vecteur densité de courant et le vecteur induction magnétique au centre de gravité de chaque élément. La force totale s'exprime comme suit:

$$\vec{F} = \sum_{i=1}^n \vec{F}_i = \sum_{i=1}^n \iiint_V \vec{J}_i \wedge \vec{B}(x_i, y_i, z_0) d\tau \quad (eq.3-52)$$

Le vecteur \vec{J}_i représente le vecteur densité de courant et $\vec{B}(x_i, y_i, z_0)$ représente le vecteur induction magnétique au point $M_i(x_i, y_i)$, centre de gravité du volume élémentaire considéré. Le vecteur induction magnétique est calculé selon (eq.3-42) (cf §3-3-3-3) et le vecteur densité de courant est calculé selon (eq.3-49). Les vecteurs possèdent les composantes suivantes dans le repère (\mathfrak{R}_f):

$$\vec{J}_i = \begin{pmatrix} j_i|_x \\ j_i|_y \\ 0 \end{pmatrix} \quad et \quad \vec{B}(x_i, y_i, z_0) = \begin{bmatrix} B_x(x_i, y_i, z_0) \\ B_y(x_i, y_i, z_0) \\ B_z(x_i, y_i, z_0) \end{bmatrix} \quad (eq.3-53)$$

Le repère d'étude (\mathfrak{R}_f) pour le calcul de la force de Laplace est le repère utilisé pour la modélisation de l'induction magnétique produite par le système d'aimants permanents (\mathfrak{R}_b). Le calcul de la force doit donc inclure la translation du repère d'étude de la répartition du courant électrique dans la tôle d'aluminium (\mathfrak{R}_j) pour le confondre avec le repère (\mathfrak{R}_f) comme le montre la figure (fig.3-12).

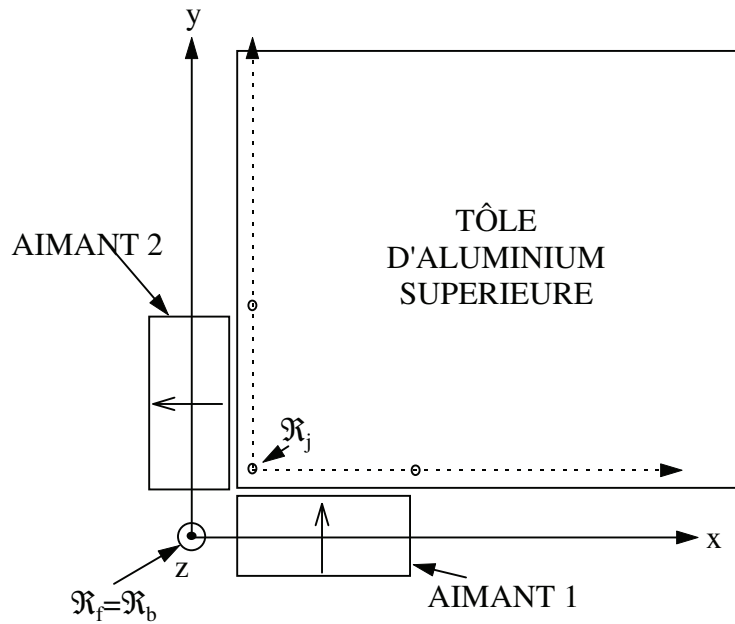


fig.3-12 : Repères d'études utilisés au cours du développement

Un calcul d'effort a ainsi été effectué en alimentant la tôle supérieure par un courant électrique égal à 2×100 A et des aimants permanents d'induction rémanente $B_r = 1.2$ T et de dimensions normalisées $150 \times 50 \times 50$ mm³. Ce calcul a été réalisé avec et sans circuit magnétique de retour de flux en faisant varier la position verticale z de la tôle supérieure du centre des aimants permanents ($z=0$) au bord supérieur des aimants ($z=25$ mm), la tôle étant placée à 5 mm des aimants. Les résultats sont contenus dans les tableaux (tab.3-1) et (tab.3-2).

côtes (mm)	$F_y(N)$	$F_x(N)$	$F_z(N)$	$F(N)$
$z=25$	-5.12	-0.024	3.59	6.25
$z=20$	-4.55	-0.017	5.31	6.96
$z=15$	-3.48	-0.007	6.30	7.19
$z=10$	-2.56	0.0045	6.80	7.25
$z=5$	-1.64	0.017	7.03	7.23
$z=0$	-0.82	0.030	7.12	7.16

tab.3-1 : Résultats du calcul de force sans circuit magnétique

côtes (mm)	$F_y(N)$	$F_x(N)$	$F_z(N)$	$F(N)$
$z=25$	-5.41	-0.019	4.92	7.31

$z=20$	-4.79	-0.009	6.76	8.29
$z=15$	-3.75	0.002	7.83	8.68
$z=10$	-2.77	0.015	8.39	8.84
$z=5$	-1.88	0.028	8.66	8.86
$z=0$	-1.03	0.042	8.75	8.81

tab.3-2 : Résultats du calcul de force avec circuit magnétique

Remarque: Le circuit magnétique pour cette étude est un matériau linéaire de perméabilité magnétique relative $\mu_r=500$.

Les tableaux (tab.3-1) et (tab.3-2) sont intéressants pour plusieurs raisons:

- * ils confirment l'intérêt d'insérer un circuit magnétique de retour de flux entre les aimants permanents puisque le gain obtenu sur le module de l'effort avec circuit ferromagnétique par rapport au module de l'effort sans circuit magnétique est d'environ 20 %.
- * la position verticale de la tôle supérieure par rapport aux aimants permanents détermine l'orientation de l'effort produit. Ainsi, un effort normal au plan des tôles est engendré lorsque la tôle supérieure est positionnée en vis à vis du centre des aimants. En dehors de cette partie centrale, l'effort produit est incliné d'un angle qui dépend de la position verticale de la tôle par rapport à la position verticale des aimants.
- * le module de l'effort produit est maximal lorsque la tôle se trouve en vis à vis de la partie centrale des aimants. Ceci s'explique par le fait que le chemin du flux magnétique emprunté est le moins réloquent dans cette zone.

Par ailleurs, nous avons cherché à mettre en évidence la nécessité de placer les contacts électriques le plus près possible du bord des tôles pour profiter du maximum d'induction et ainsi générer un effort maximal. Nous avons donc fait varier sur l'axe de symétrie électrique la

position du contact d'amenée du courant électrique et calculé pour chaque position la force générée. Ce calcul a été réalisé en présence du circuit magnétique de retour de flux en positionnant la tôle alimentée par 2×100 A en vis à vis du centre des aimants permanents à 5 mm de chacun d'entre eux. Les résultats répertoriés dans le tableau (*tab.3-3*) mettent en valeur la décroissance exponentielle de l'effort généré au fur et à mesure que le contact d'amenée s'éloigne du coin de la tôle.

<i>position des contacts (x,y) sur la tôle</i>	$F_x(N)$	$F_y(N)$	$F_z(N)$
x=y=0 (coin de tôle)	0.04	-1.03	8.75
x=y=1 cm à partir du coin	0.03	-0.96	7.15
x=y=2cm à partir du coin	-0.02	-0.89	5.66
x=y=3cm à partir du coin	-0.03	-0.83	4.85

tab.3-3 : Calcul de l'effort en fonction de la position des contacts

Cet outil de calcul analytique tridimensionnel de la force de Laplace (développé plus-haut) a été utilisé pour dimensionner les sources de courant et de champ magnétique dans le but de réaliser un dépileur expérimental de tôles d'aluminium par application d'un effort normal de 12 N (cf § 1-4-2-1). Le système magnétique est celui considéré jusqu'à présent puisqu'il permet de produire un effort sur une hauteur de 5 cm. La valeur du courant nécessaire pour produire une force normale de 12 N en plaçant la tôle supérieure en vis à vis du centre des aimants est de 2×135 A. Dans le but de compenser le poids des contacts électriques évalué à 5N, la source de courant devra donc débiter un courant de 2×200 A, ce qui engendre un effort normal de 17.5N.

3-5-2- Optimisation des dimensions des aimants permanents

L'objet de ce paragraphe est d'optimiser les dimensions des aimants en fonction d'un gabarit de force donné à courant fixé. Le gabarit de force est défini de la manière suivante:

$$(G_F) = \{F(z = z_i) = F_i\}_{i=1..N} \quad (eq.3-54)$$

Il prend en compte les caractéristiques de l'effort de défilage puisque celui-ci doit être maintenu durant toute la phase d'extraction de la tôle supérieure pour être le plus efficace. Il traduit ainsi l'effort minimal, pour différentes côtes, à exercer sur la tôle supérieure pour réaliser le défilage dans de bonnes conditions. L'organigramme d'optimisation est présenté sur la figure (fig.3-13).

Cet algorithme d'optimisation a été testé pour un gabarit de force correspondant à l'effort de défilage. Les hypothèses faites dans cette étude sont les suivantes:

- Le module du courant injecté vaut 2×200 A.
- Les contacts électriques sont situés au bord de la tôle, le contact d'amenée du courant étant placé au coin.
- Les aimants sont identiques, de section carrée ($h_a=l_a$) et d'induction rémanente $B_r=1.2$ T.

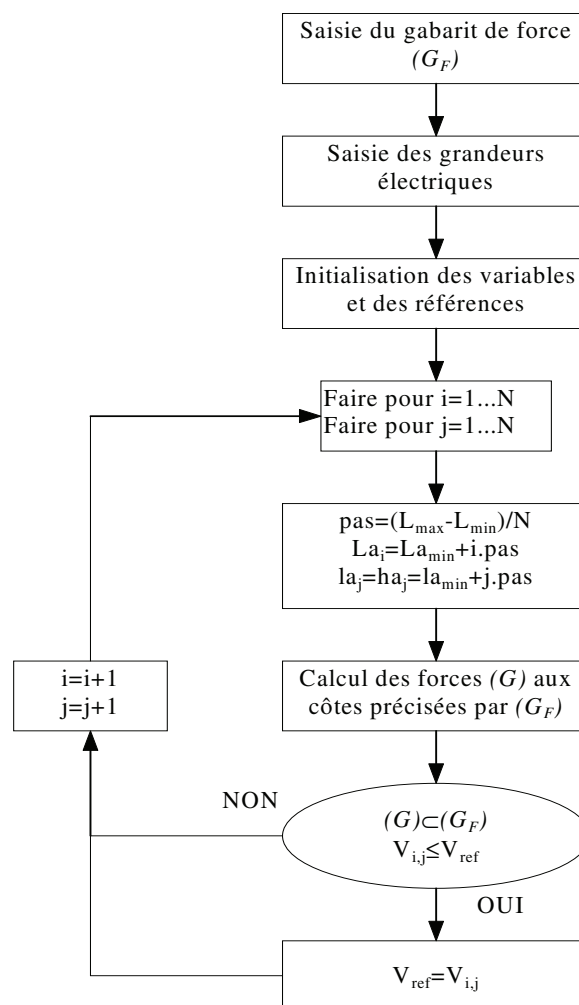


fig.3-13 : Organigramme d'optimisation des dimensions des aimants permanents en fonction d'un gabarit de force donné

Le gabarit de force (G_F) est le suivant:

$$(G_F) = \begin{cases} F(z = 0) = 17.5N \\ F(z = 0.02m) = 13.5N \end{cases} \quad (eq.3-55)$$

Le calcul d'optimisation, réalisé avec une précision de 1 mm, a aboutit aux résultats suivants :

	largeur $l_a(mm)$	longueur $L_a(mm)$	hauteur $h_a(mm)$	volume(mm^3)
aimant référence	50	150	50	375000
optimisation 2D	48	154	48	354816
optimisation 3D	32	196	50	313600

tab.3-4 : Tableau récapitulatif des calculs d'optimisation

L'optimisation 2D a été réalisée en considérant que les aimants sont de section carrée. Le calcul d'optimisation aboutit à un gain de volume appréciable puisqu'il représente 94.6% du volume initial de l'aimant de référence. Par ailleurs, l'optimisation 3D a permis de considérer des aimants de dimensions quelconques. Le résultat de l'optimisation a abouti à un gain de volume de 83.6%. Ce gain de volume est essentiellement dû à l'optimisation de la largeur.

Ce calcul d'optimisation ne sera pas pris en compte pour la réalisation du dispositif expérimental compte tenu des difficultés rencontrées pour réaliser des aimants terre rare avec autant de précision. En guise de conclusion, le dispositif expérimental de défilage de tôles d'aluminium, exposé au quatrième chapitre, comprend une source de champ magnétique et une source de courant dont les caractéristiques sont les suivantes. La source magnétique est composée de deux aimants permanents d'induction rémanente 1.2T et de volume 150×50×50

mm³ et d'un circuit magnétique massif de retour de flux. La source de courant électrique doit débiter un courant de 2×200 A.

3-6- Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre une étude complète de la production d'une densité de force par sources statiques adaptée au défilage des tôles d'aluminium. Le principe, exposé dans le premier paragraphe, consiste à faire interagir au niveau de la tôle supérieure un courant électrique continu et unidirectionnel issu de contacts directement positionnés sur la feuille supérieure et un champ magnétique statique délivré par un système composé d'aimants permanents et d'un circuit magnétique de retour de flux.

Le calcul de l'effort ainsi généré résulte du calcul semi-analytique tridimensionnel de l'induction magnétique présente au niveau des tôles et de la modélisation analytique de la répartition du courant dans la tôle entre les contacts électriques.

Le calcul de l'induction magnétique au niveau des tôles s'est appuyé sur les équations intégrales du potentiel scalaire magnétique appliquée à la géométrie envisagée. Il prend en compte l'association des aimants permanents et du circuit magnétique de retour de flux. Les lignes de courant ont été calculées analytiquement par la résolution de l'équation de Laplace dans la tôle supérieure par le biais de la méthode de séparation des variables. L'effort a ainsi été calculé par la formule de Laplace sur la tôle supérieure discrétisée en volumes élémentaires.

Ce modèle analytique a été ensuite utilisé pour dimensionner les sources magnétique et électrique en fonction des caractéristiques de l'effort de défilage déterminées au premier chapitre. L'étude de dimensionnement a abouti à des aimants permanents d'induction rémanente $B_r=1.2T$ et de dimensions 150×50×50 mm³ et un courant électrique moyen de 2×200 A.

Le dernier chapitre est consacré à la validation expérimentale de l'étude de dimensionnement et de modélisation menée au cours de ce chapitre.

CHAPITRE 4
DISPOSITIF EXPERIMENTAL DE DEPILAGE DE TOLES
D'ALUMINIUM PAR SOURCES STATIQUES

4-1- Introduction

Ce dernier chapitre a pour objet de présenter le dispositif expérimental de dépilage des tôles d'aluminium basé sur le "principe par sources statiques" avec pour objectif d'exercer sur les tôles un effort normal F_l assurant le dépilage (cf §.1-4-2). La maquette expérimentale est composée d'un circuit magnétique à aimants permanents et d'une source de courant.

Le premier paragraphe présente le dispositif à aimants permanents dont le rôle est de délivrer une répartition de champ magnétique statique au niveau des tôles d'aluminium.

Le deuxième paragraphe décrit la structure et le synoptique de commande de la source de courant électrique dont le rôle est de faire circuler un courant électrique unidirectionnel de 2×200 A entre les contacts électriques.

Le dernier paragraphe rend compte des résultats de dépilage obtenus avec ce dispositif.

4-2- Présentation et test du dispositif à aimants permanents

4-2-1- Présentation du dispositif expérimental [4]

La source de champ magnétique statique est composée de deux modules d'aimants permanents de type néodyme-fer-bore reliés par un circuit ferromagnétique massif de retour de flux (cf § 3-5-1). Le dimensionnement de cette source mené au paragraphe (§ 3-5-1) a abouti à deux modules d'aimants permanents d'induction rémanente $B_r=1.2T$ et de volume 150×50×50 mm chacun. Les alliages à base d'éléments de terres rares d'induction rémanente élevée étant de petit volume, il convient donc de les assembler afin de constituer un module. Chaque module est donc composé de six aimants permanents assemblés et collés. Une bride en aluminium maintient l'assemblage d'aimants et l'ensemble est directement fixé au circuit

ferromagnétique. Les figures (fig.4-1) et (fig.4-2) représentent des vues du système d'assemblage des aimants dans le dispositif expérimental.

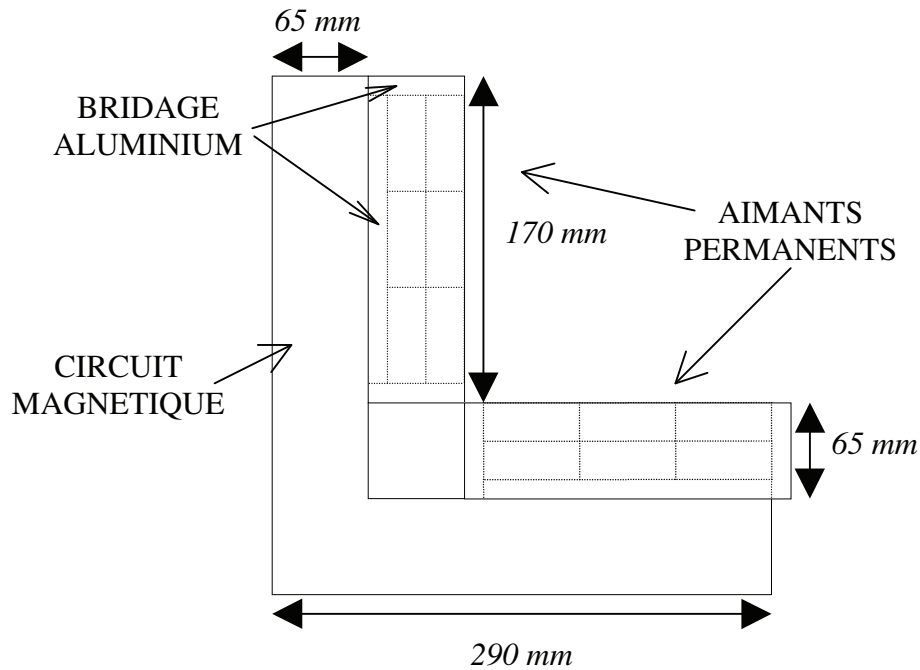


fig.4-1 : Vue de dessus du dispositif à aimants permanents

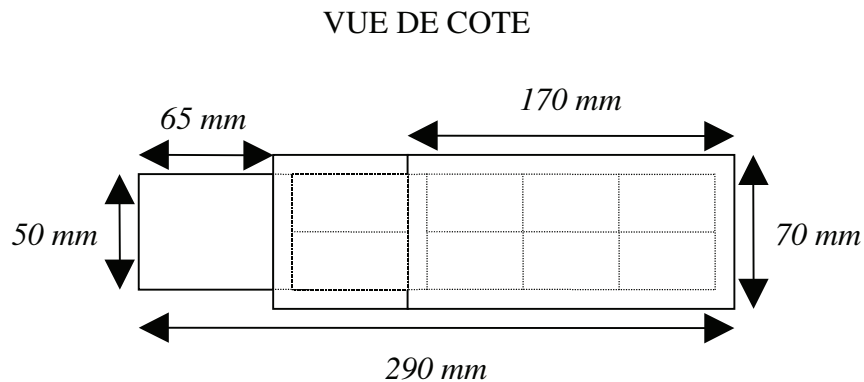


fig.4-2 : Vue de côté du dispositif à aimants permanents

4-2-2- Mesure de l'induction magnétique et validation expérimentale du modèle analytique

L'induction magnétique délivrée par le dispositif à aimants permanents a été mesurée à l'aide d'un capteur à effet Hall. La figure (fig.4-3) présente les références de mesure du module de l'induction dans le plan milieu des aimants permanents ($z=0$).

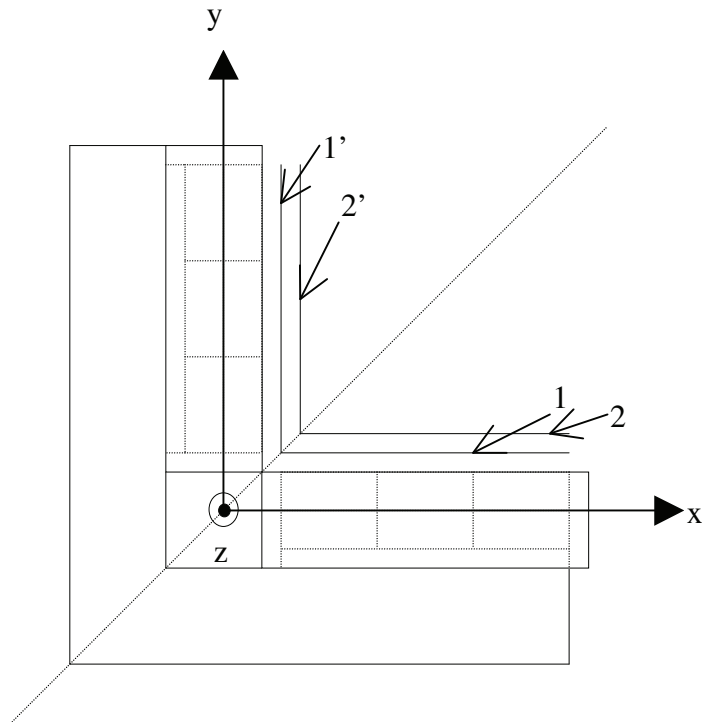


fig.4-3 : Références 1, 1', 2, 2' de mesure du module de l'induction

Les références de mesure de l'induction sont définies dans le repère cartésien orthonormé \mathcal{R}_b (cf § 3-5-1) de la manière suivante :

- référence 1: $z=0$, $y=35$ mm et $x=35\dots185$ mm
- référence 2: $z=0$, $y=45$ mm et $x=45\dots185$ mm
- référence 1': $z=0$, $x=35$ mm et $y=35\dots185$ mm
- référence 2': $z=0$, $x=45$ mm et $y=45\dots185$ mm

Les figures (fig.4-4) et (fig.4-5) présentent les modules de l'induction magnétique mesurés expérimentalement pour chacune de ces références. Il est intéressant de remarquer que l'axe de la première bissectrice constitue bien un axe d'anti-symétrie pour l'induction compte tenu de la parfaite adéquation des courbes 1 et 1', d'une part, et 2 et 2' d'autre part.

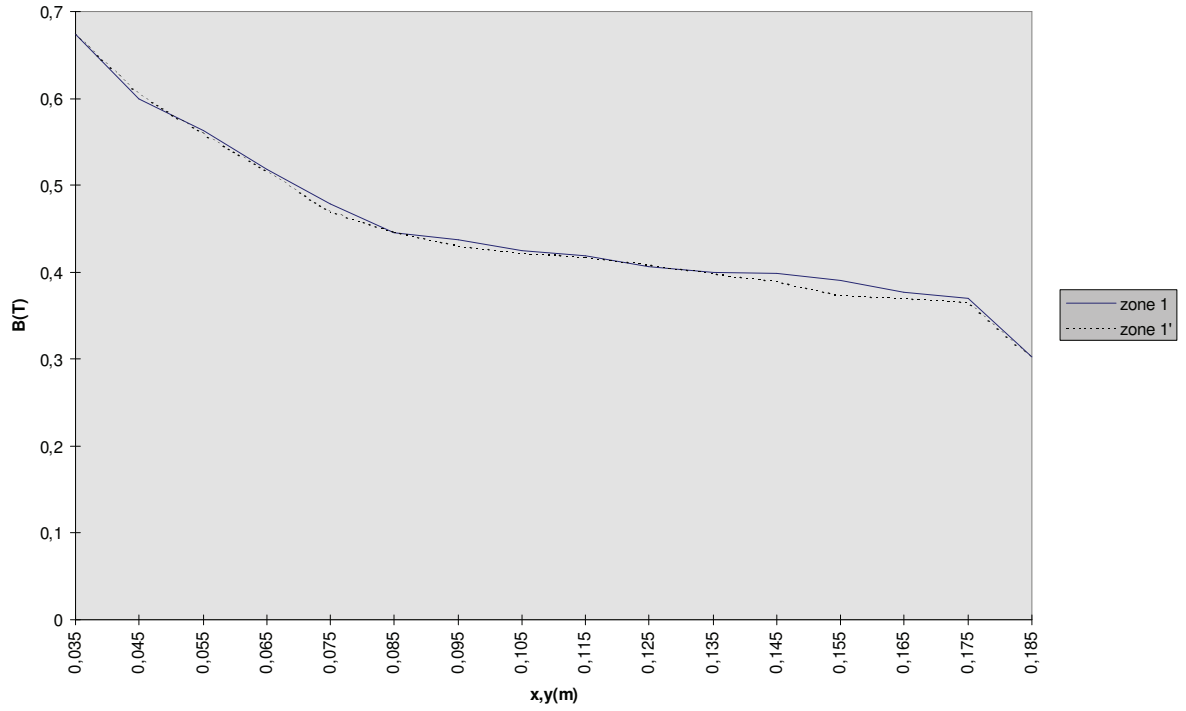


fig.4-4 : Mesures du module de l'induction magnétique pour les références 1 et 1'

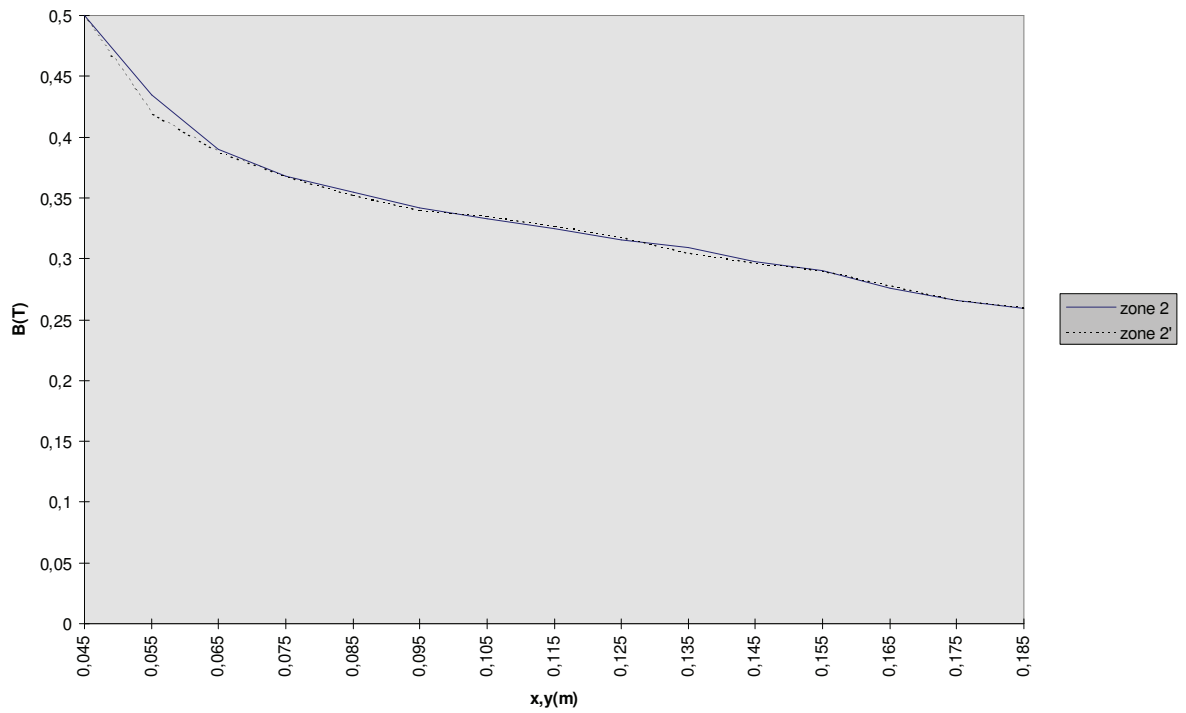


fig.4-5 : Mesures du module de l'induction magnétique pour les références 2 et 2'

Les figures (fig.4-6) et (fig.4-7) présentent un comparatif entre l'induction mesurée, l'induction calculée par le modèle analytique tridimensionnel établi au chapitre 3 et l'induction calculée par un modèle numérique bidimensionnel par éléments finis pour les références 1 et 2.

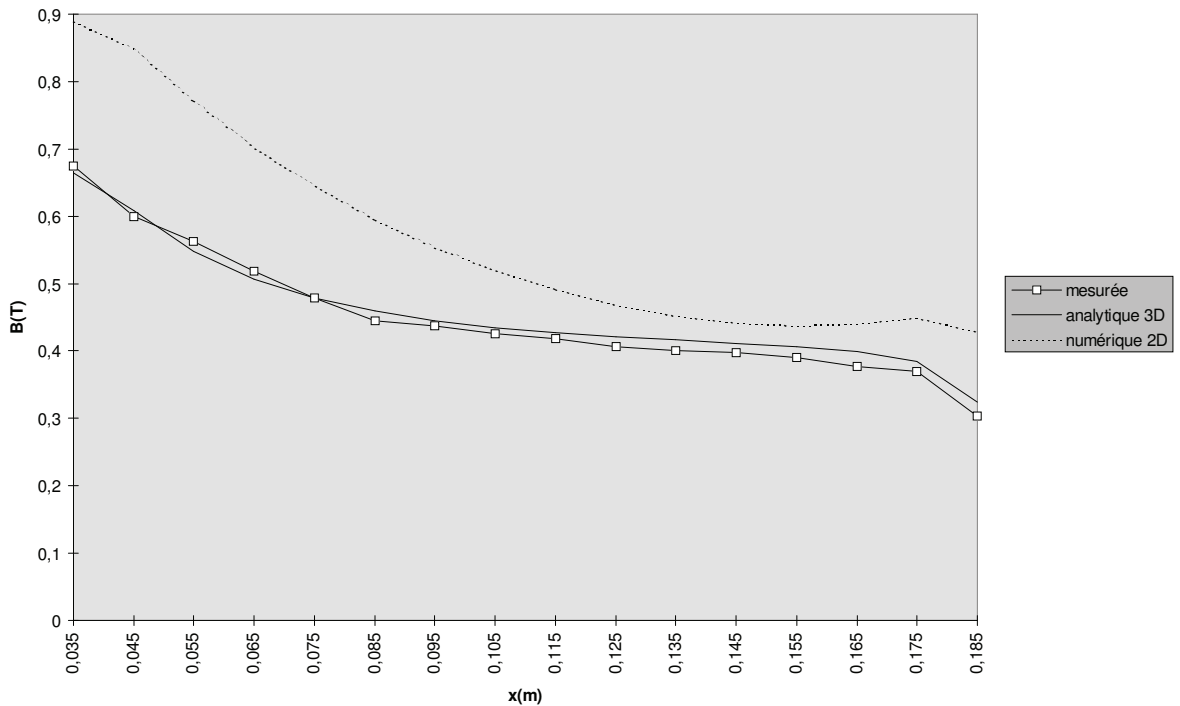


fig.4-6 : Comparatif entre les modules de l'induction mesurée et calculée pour la référence 1

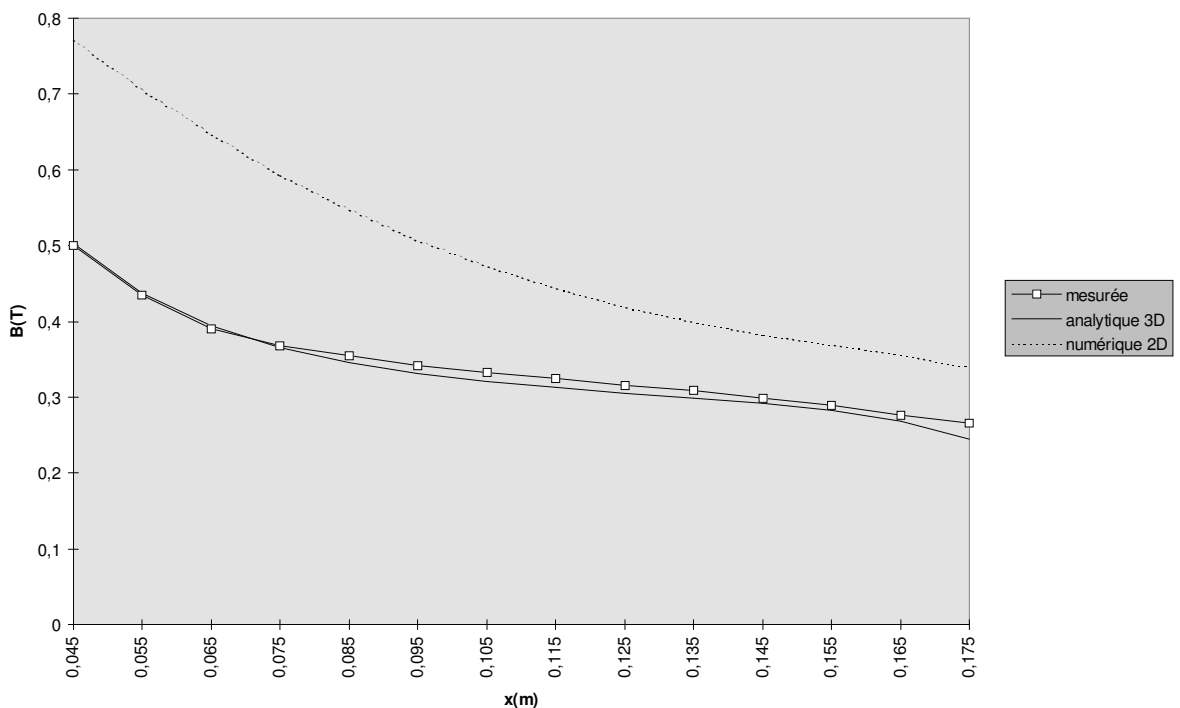


fig.4-7 : Comparatif entre les modules de l'induction mesurée et calculée pour la référence 2

Les deux figures (fig.4-6) et (fig.4-7) valident le modèle analytique établi au troisième chapitre puisque les mesures du module de l'induction magnétique coïncident avec un écart inférieur à 5% avec le module de l'induction calculé analytiquement. En revanche, la modélisation numérique bidimensionnelle fournit des résultats largement erronés, ce qui confirme le caractère tridimensionnel du dispositif étudié.

4-3- Le dispositif « source de courant »

4-3-1- Structure de la source de courant

La source dont nous devons disposer doit être adaptée à la production d'un courant intense et unidirectionnel. La force de dépilage obtenue par interaction ne pourra être modifiée que par une modification des caractéristiques du courant une fois que le dispositif à aimants permanents est donné. Compte tenu de la faible résistance de l'aluminium, les contacts établiront un quasi court-circuit. Il s'agira alors de maîtriser l'évolution et l'amplitude du courant afin d'assurer la sûreté de fonctionnement et aussi de maîtriser les pertes par effet Joule en réduisant au maximum l'utilisation d'éléments dissipatifs.

La source de courant devra fonctionner selon plusieurs modes afin de permettre la recherche de la meilleure efficacité. Premièrement, l'état « contacts fermés » (CF) fait circuler entre deux électrodes, placées à quelques dizaines de centimètres l'une de l'autre, le courant nécessaire au levage de la tôle supérieure. Deuxièmement, lorsque la tôle supérieure est levée, le courant doit être interrompu ce qui entraîne un état « contacts ouverts » (CO). Nous envisageons également de pouvoir générer des salves d'impulsions de courant pour étudier l'efficacité d'un mode vibratoire.

Pour répondre au mieux à ce cahier des charges succinct, une structure de convertisseur statique a été imaginée et construite dans le laboratoire (figure 4-8).

Il s'agit d'un onduleur de tension chargé par une inductance. Le courant alternatif résultant est redressé et circule sans interruption soit entre les électrodes soit à travers un circuit peu dissipatif à diodes.

Le dispositif complet présente les particularités suivantes :

- le courant I_s continu est obtenu par un redressement à diodes commutations naturelles.
- un circuit de substitution à commutation naturelle constitué d'un réseau de diodes en série permet une sécurité du fonctionnement. Il évite les arcs ou surtensions électriques de défaut ou rupture de contacts.
- les interrupteurs K1 et K2 sont bidirectionnels en courant et sont réalisables avec une technologie « transistor-diode ».
- comme la tension continue est obtenue par redressement du réseau, L, C1 et C2 constituent le filtre d'entrée.
- l'inductance principale L permet de paramétrer l'évolution du courant comme nous le montrons par la suite.

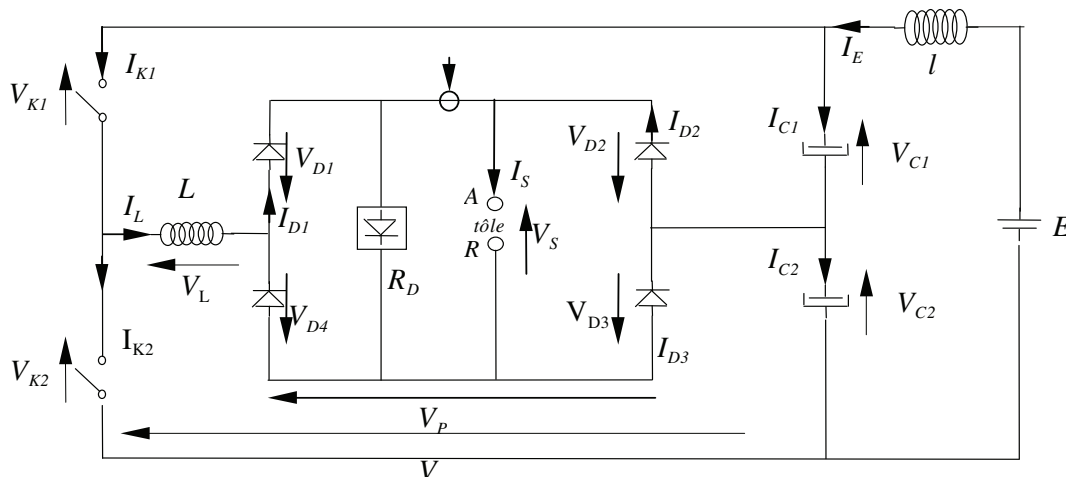


fig.4-8 : Structure de la source de courant

Deux sources semblables alimentent chacune un des deux bords de la tôle supérieure. Les éléments de chacune de ces deux sources sont donc dimensionnés pour délivrer un courant de sortie moyen de 200 A.

4-3-2- Analyse du fonctionnement de la source de courant

4-3-2-1- Equations de fonctionnement

Nous nous plaçons dans le cadre des hypothèses suivantes :

- la tension continue est répartie entre les deux condensateurs C_1 et C_2 de telle façon que :

$$V_{C1} = V_{C2} = \frac{E}{2} \quad (eq.4-1)$$

- l'inductance L est pure (la composante résistive est négligée) et non saturable.

- les interrupteurs y compris les diodes sont idéaux sauf indication contraire.

- les électrodes de contact sont supposées fermées.

- on considère un régime permanent caractérisé par une commutation alternée et complémentaire des interrupteurs K_1 et K_2 .

* Soit l'état $K_1 = \bar{K}_2 = 1$

Nous pouvons écrire les relations suivantes :

$$\left. \begin{array}{l} V_{k1} = 0 \\ V_p(t) = 0 \quad \forall t \\ V_l(t) = V_{C1} = \frac{E}{2} = L \frac{di_l}{dt} \end{array} \right\} i_l(t) = \frac{E}{2L}t + I_1 \quad \text{avec } I_1 \text{ comme valeur initiale (eq.4-2)}$$

* Soit l'état $K_1 = \bar{K}_2 = 0$

Les relations s'écrivent dans ce cas de la manière suivante:

$$\left. \begin{array}{l} V_{k1} = 0 \\ V_p(t) = 0 \quad \forall t \\ V_l(t) = -V_{C2} = -\frac{E}{2} = L \frac{di_l}{dt} \end{array} \right\} i_l(t) = -\frac{E}{2L}t + I_2 \quad \text{avec } I_2 \text{ valeur initiale (eq.4-3)}$$

En supposant une symétrie parfaite (rapport cyclique 1/2) et en prenant en compte le fait que la valeur initiale du courant d'une séquence donnée est la valeur finale de l'autre, on peut écrire :

$$I_1 = -I_2 = I_{\text{crête}} = I_M \quad (\text{eq.4-4})$$

Le courant a donc une allure triangulaire comme le montre la figure 4-9.

Ainsi, le courant crête a pour expression :

$$I_M = \frac{E}{8L} * \frac{1}{f} \quad (\text{eq.4-5})$$

où $T = \frac{1}{f}$ est la période de commande.

Le courant crête détermine la valeur moyenne du courant de sortie redressé mais aussi définit la contrainte de courant des composants semi-conducteurs. Ce courant est inversement proportionnel à la fréquence.

Les formes d'ondes théoriques relatives à cette analyse sont représentées sur la figure 4-9.

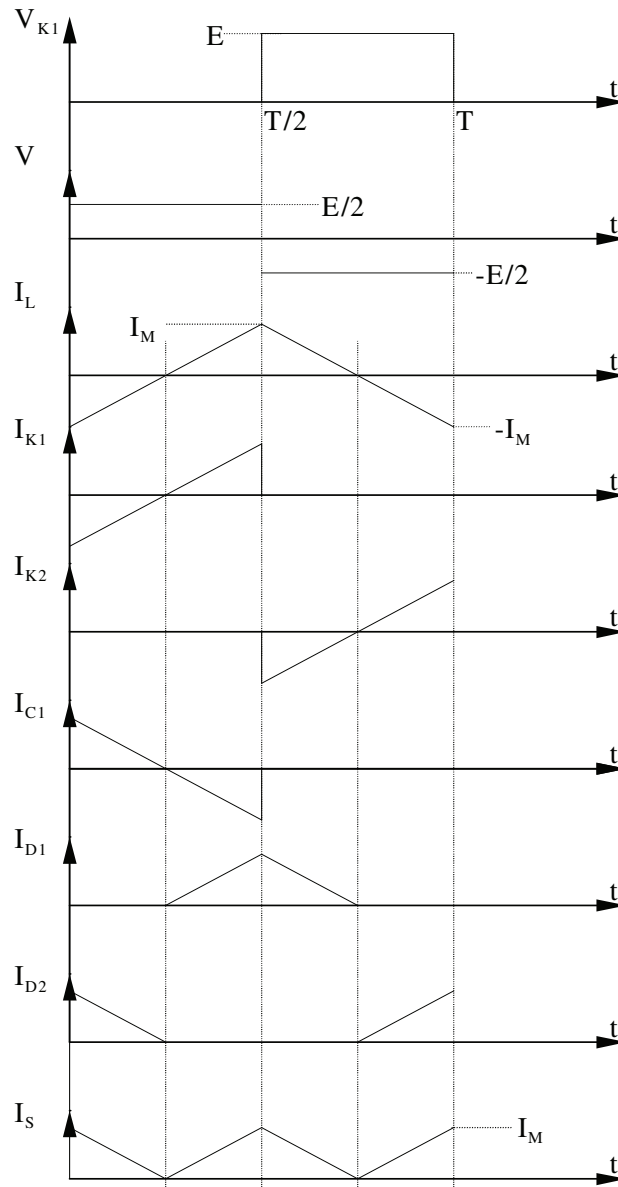


fig.4-9 : Formes d'onde théoriques relatives aux grandeurs de la source de courant

4-3-2-2- Principes de la commande

Le mode de mise en œuvre que nous avons choisi d'appliquer à cette structure intègre les deux séquences de fonctionnement présentés au paragraphe (§4-3-1). Ainsi, en mode *CF*, la fréquence est minimale pour permettre le passage du courant nécessaire dans la tôle supérieure alors qu'en mode *CO*, la fréquence est maximale pour abaisser au maximum la valeur du

courant circulant dans le réseau de diodes R_D . Cette procédure permet de limiter les pertes de la source de courant en phase d'exploitation.

Le schéma synoptique de la commande est représenté sur la figure (fig.4-10).

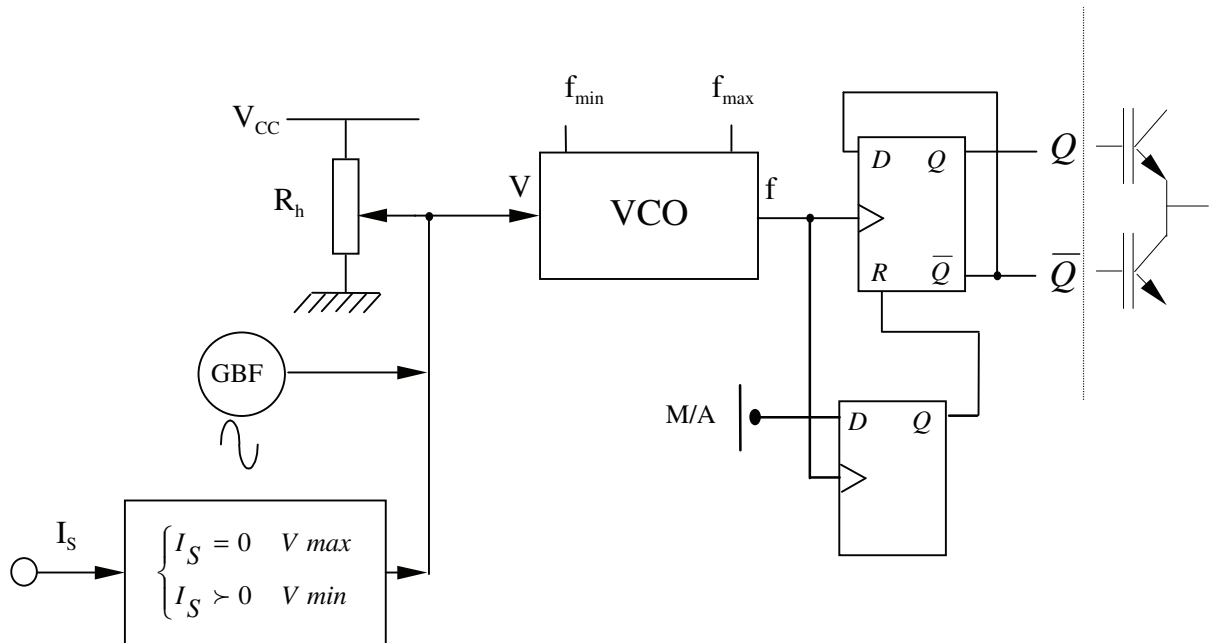


fig.4-10 : Schéma synoptique de la commande

La reconnaissance du mode de fonctionnement est obtenue grâce aux informations sur I_S fournies par un capteur de courant. Ainsi, en mode *en charge*, le courant se reboucle à travers le réseau de diodes R_D et I_S est alors nul tandis qu'en mode *court-circuit*, le courant traverse les tôles d'aluminium, I_S est alors positif. Pour le cas où $I_S=0$, une consigne V_{max} est fournie à l'entrée d'un VCO qui délivre en sortie une fréquence élevée. En revanche, pour le cas où $I_S>0$, une consigne V_{min} est envoyée à l'entrée du VCO qui fournit en sortie une fréquence f_{min} . La figure (fig.4-11) en représente la caractéristique.

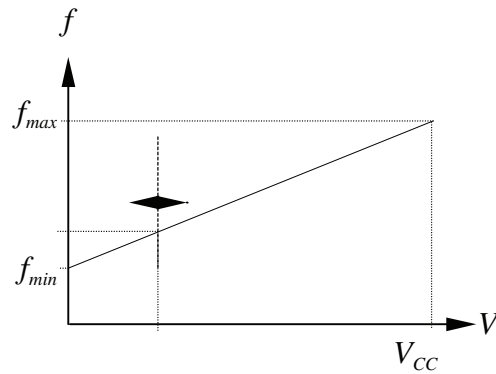


fig.4-11 : Caractéristique d'un VCO

La fréquence ainsi récupérée en sortie du VCO est affectée à l'entrée d'une bascule dont le rôle est de fournir aux IGBTs des signaux de commande Q et \bar{Q} complémentaires afin d'éviter le court-circuit du bras de l'onduleur.

Les éléments complémentaires qui apparaissent dans le synoptique de commande sont les suivants :

- le potentiomètre R_h qui a pour rôle de fixer la valeur minimale de la fréquence pouvant valoir f_{min} (cf fig.4-11)
- le GBF est installé en option dans la commande pour obtenir un courant modulé qui génère un effort pulsatoire en interagissant avec le champ magnétique statique produit par le dispositif à aimants permanents.

4-3-2-3- Relevés de différentes grandeurs électriques

L'ensemble des relevés de courbe ont été réalisés pour une alimentation E de 250 V et une fréquence f égale à 3.5kHz. La figure (fig.4-12) représente la tension V en sortie du demi-pont ainsi que le courant présent dans l'inductance L .

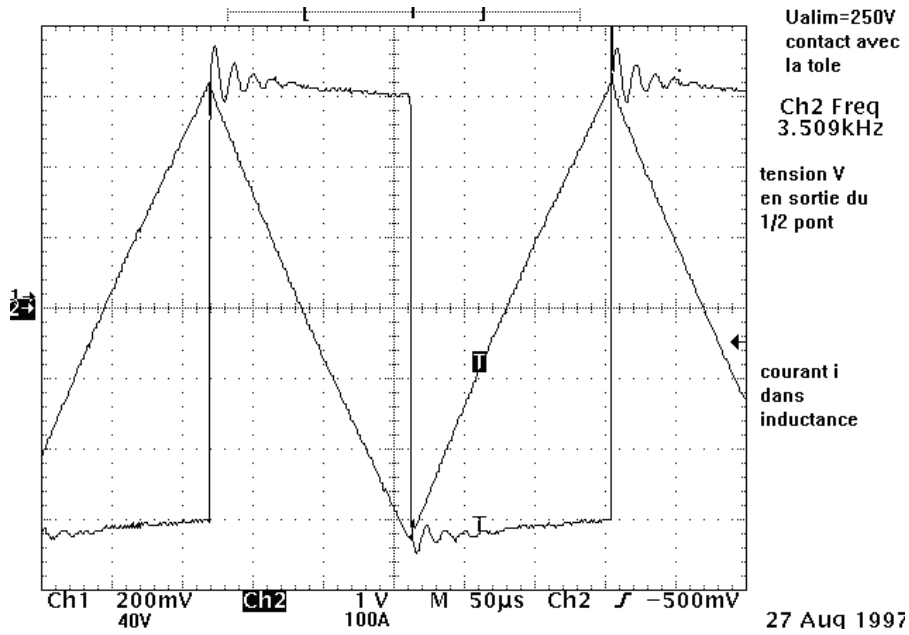


fig.4-12 : Tension V en sortie du demi-pont et courant électrique dans l'inductance L

La figure (fig.4-13) représente le courant électrique présent dans l'inductance L et dans la tôle d'aluminium.

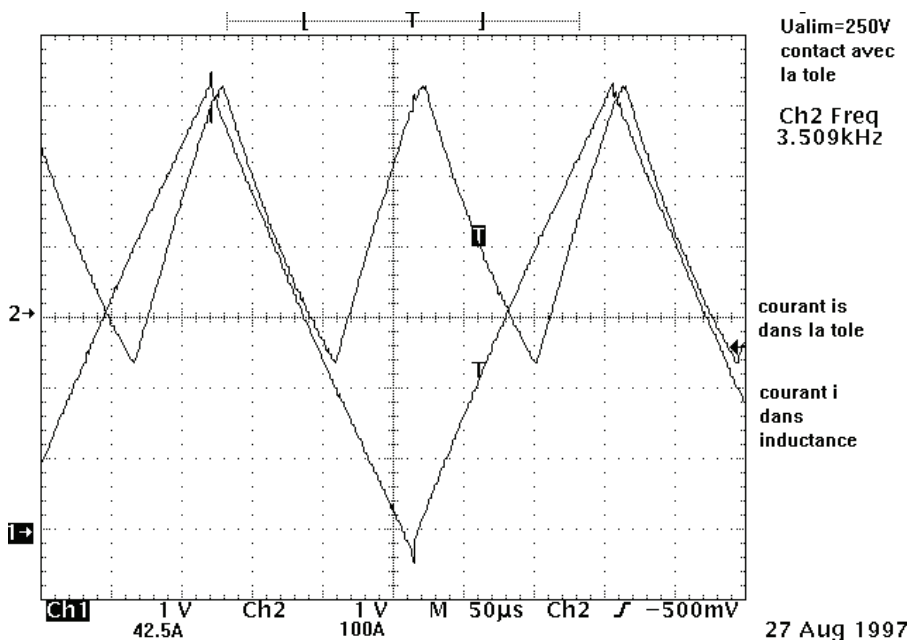


fig.4-13 : Courant électrique présent dans l'inductance L et dans une tôle d'aluminium

La fréquence du courant redressé est double de celle du courant dans l'inductance L . La figure (fig.4-14) représente le courant et la tension mesurée directement sur les contacts électriques.

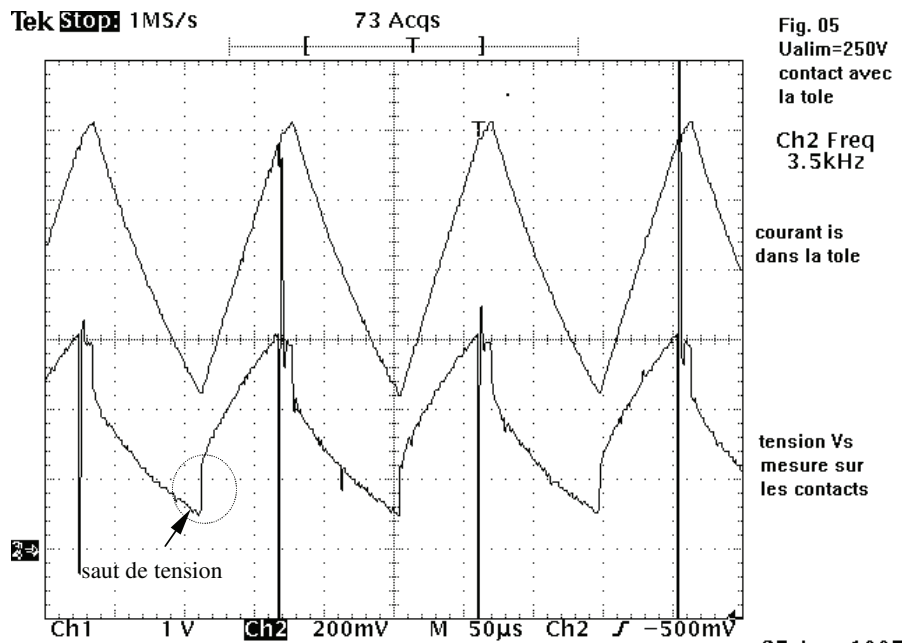


fig.4-14 : Tension et courant électriques mesurés sur une tôle d'aluminium

Par ailleurs, la mesure expérimentale de l'impédance d'une tôle est difficilement réalisable puisque l'impédance due aux contacts électriques et aux tresses de câblage n'est pas négligeable devant l'impédance due à la seule tôle du fait de la très faible résistivité de l'aluminium. Enfin, les figures (fig.4-15) et (fig.4-16) représentent les tensions et les courants aux bornes respectivement de la diode $D2$ et de l'IGBT $K2$.

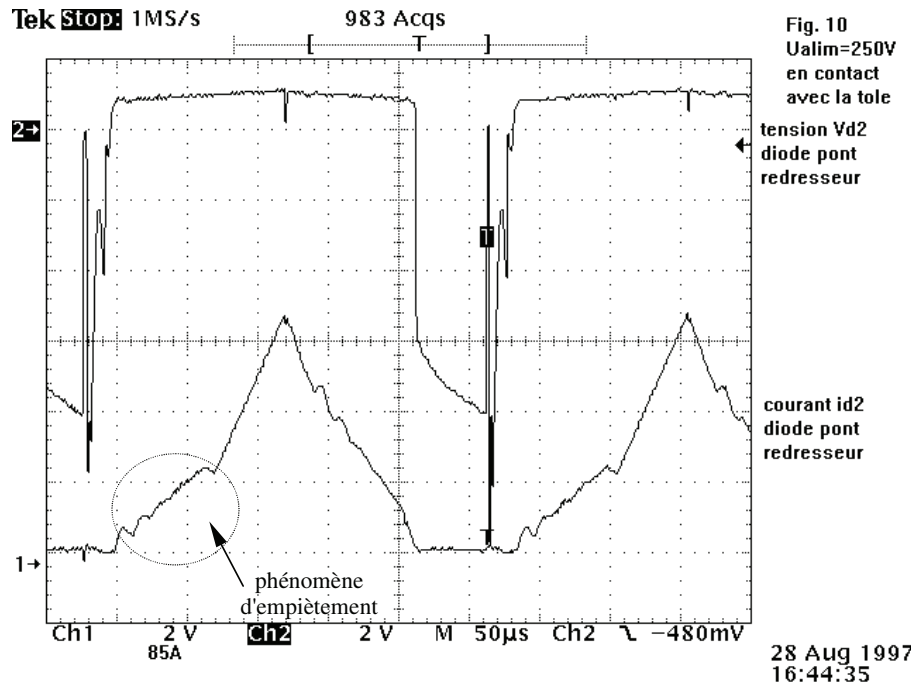


fig.4-15 : Tension et courant aux bornes de la diode D2

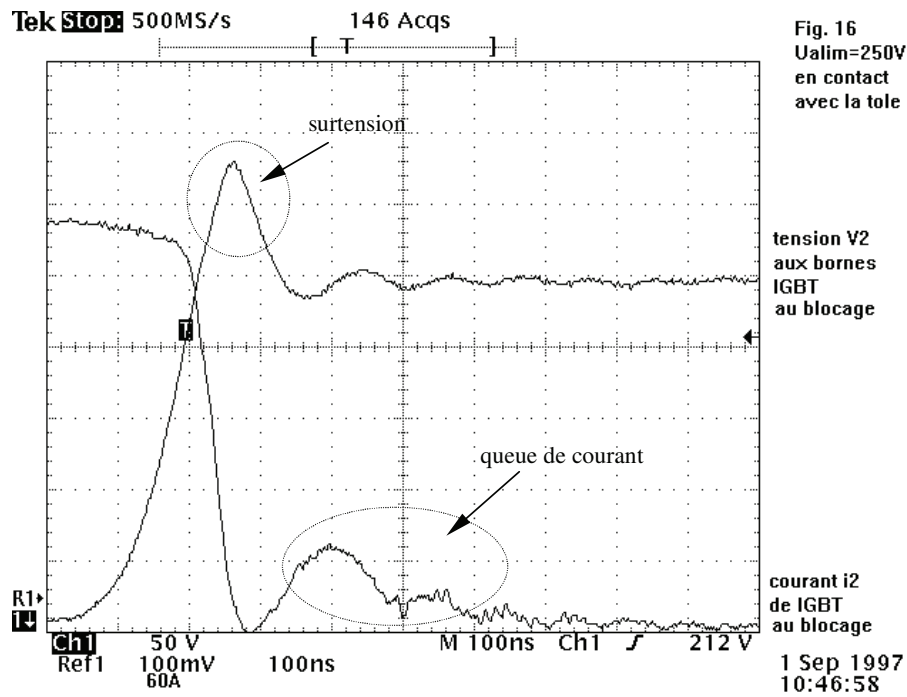


fig.4-16 : Tension et courant aux bornes de l'IGBT K2 au blocage

On peut observer quelques phénomènes propres aux mécanismes des commutations des transistors IGBT et aux diodes. Le phénomène d'empiètement visible sur la figure (fig.4-15) est sans conséquences pour la circulation du courant I_S au même titre que la surtension au blocage due à l'inductance parasite de câblage ou la "queue de traînage de courant" intrinsèque aux IGBTs. L'ensemble de ces relevés de courbes permet de mettre en évidence le bon fonctionnement de la source de courant.

4-3-3- Présentation des contacts électriques [4]

Les contacts électriques alimentent en courant la tôle supérieure. Ils sont disposés en triangle (cf §.3-2), l'électrode positive étant placée en coin de tôle et les deux électrodes négatives disposées le long des bords adjacents au coin de la tôle. L'électrode positive étant placée dans une zone de forte induction, l'interaction entre cette induction magnétique et le courant dans le contact génère une force. Elle a pour conséquence d'imposer à ce contact un mouvement de translation sur la tôle comme le montre la figure (fig.4-17). Il devient alors problématique de maintenir le contact en place sur le flan.

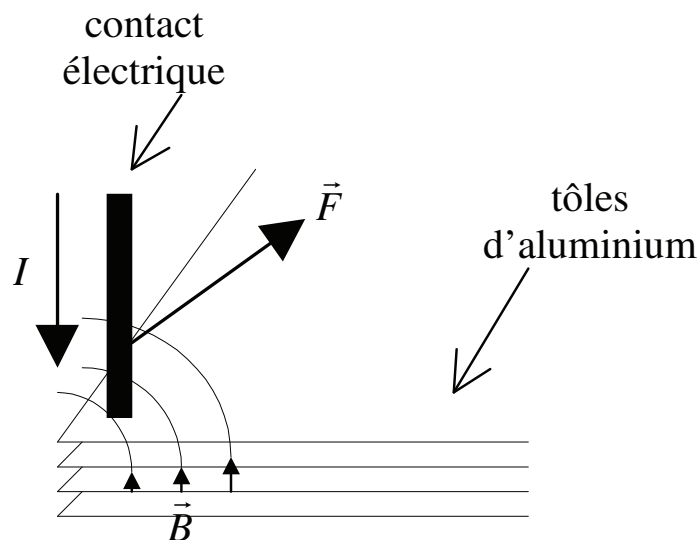


fig.4-17 : Illustration de la force que subit l'électrode d'amenée de courant au contact avec la tôle

La solution retenue en collaboration avec RENAULT pour s'affranchir du mouvement de translation du contact sur la tôle supérieure consiste à adjoindre une ventouse au contact

électrique de manière à fixer l'ensemble sur la tôle. Ainsi, au moment du contact entre l'électrode et la tôle, le vide est fait dans la ventouse, ce qui immobilise l'ensemble contact-ventouse sur la tôle supérieure. Les contacts électriques ont été réalisés en cuivre sous la forme de cônes de manière à concentrer la densité de courant sur une petite surface comme le montre la figure (fig.4-18).

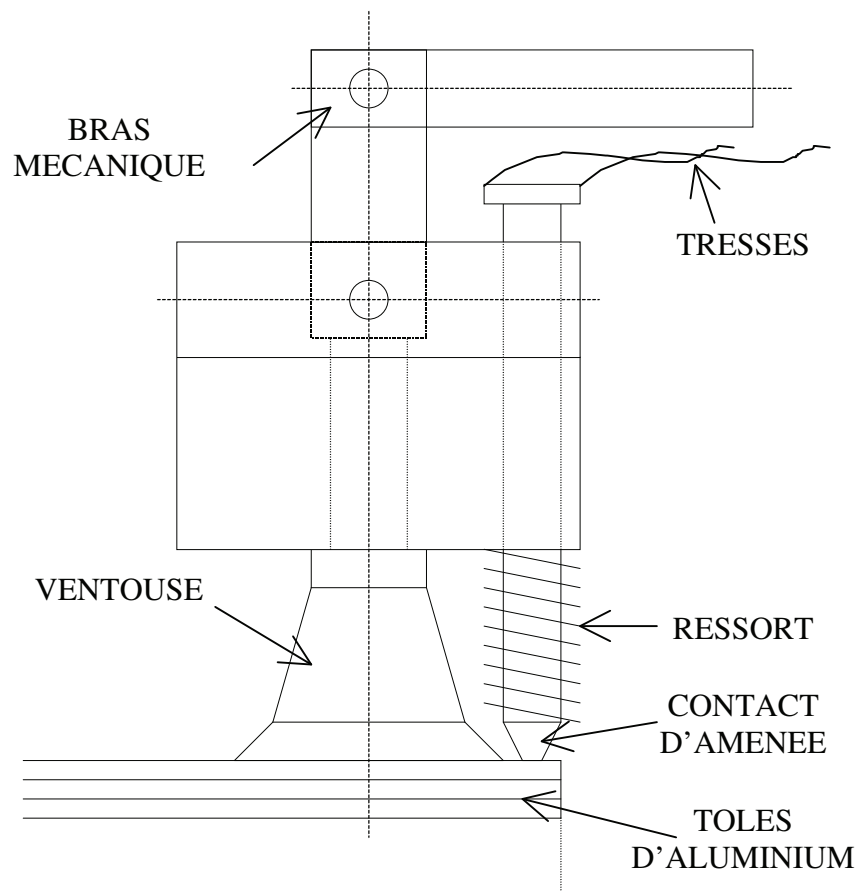


fig.4-18 : Système ventouse-contact électrique

Le bras mécanique conçu par RENAULT pilote le système ventouse-contact sur la tôle d'aluminium. La ventouse est positionnée de manière à ce que l'électrode soit placée le plus près possible du coin de la tôle. Le vide est fait dans la ventouse, ce qui immobilise le système contact-ventouse avant que l'électrode ne délivre le courant électrique dans la tôle supérieure. L'interaction entre le courant électrique délivré par les contacts et l'induction magnétique générée par le dispositif à aimants permanents engendre donc un effort. Cet effort qui s'exerce sur la seule tôle supérieure doit permettre de la séparer du reste du paquet. Par ailleurs, une

ventouse est également associée aux contacts de retour de manière à exercer une pression du contact électrique sur la tôle supérieure pour limiter la résistance de contact due à l'huile.

4-4- Efficacité du dépilage par sources statiques

Les conditions d'essais sont les mêmes que celles présentées dans le premier chapitre. Les flans d'aluminium de format réduit $1000 \times 500 \times 1 \text{ mm}^3$ sont huilés manuellement de manière à prendre en compte les variations de grammage et de répartition de l'huile. Les essais de dépilage sont réalisés sur des tôles empilées les unes sur les autres. Le dispositif à aimants permanents est placé en coin de tôle et les contacts électriques reliés par des tresses à la source de courant sont placés le plus près possible du bord comme le montre la figure (fig.4-19).

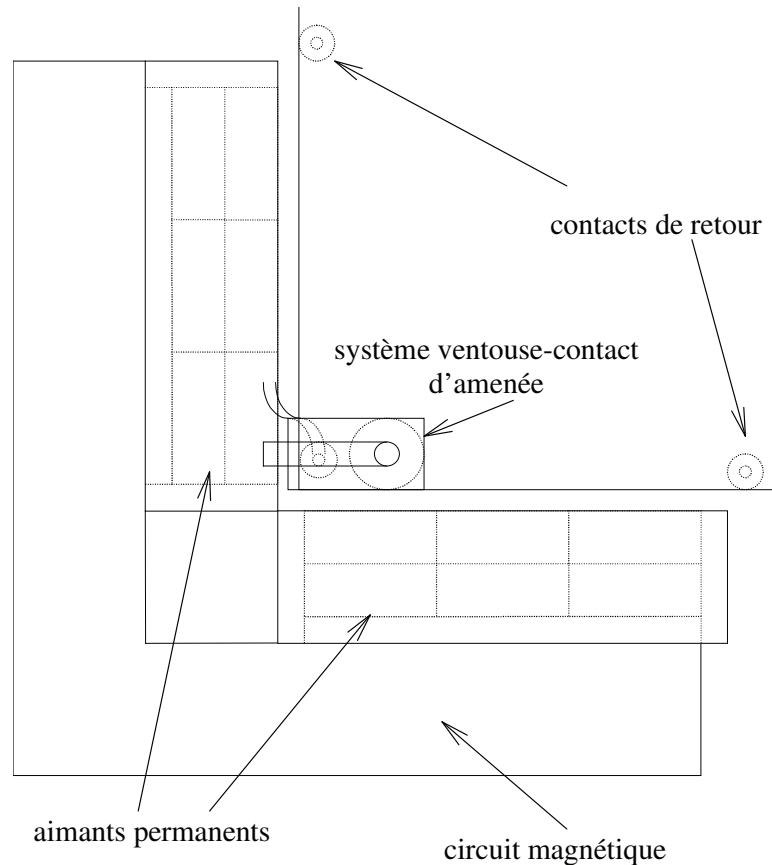


fig.4-19 : Vue du dessus du dispositif expérimental de dépilage

La mesure expérimentale de l'effort total généré par interaction entre le courant électrique et de l'induction magnétique est très délicate. En effet, comme cet effort total produit est la résultante des densités de force réparties dans toute la zone de circulation du courant, il n'est pas envisageable de placer des capteurs à jauge de contrainte sur toute la surface de la tôle soulevée. Nous avons donc décidé, à défaut de pouvoir obtenir une mesure fiable de la force produite comme dans le cas des essais mécaniques réalisés avec un dynamomètre, de comparer l'efficacité du dépilage par sources statiques à l'efficacité du dépilage exposée au premier chapitre avec les essais mécaniques.

Les tests de dépilage ont été réalisés en respectant toujours le protocole suivant. La tôle supérieure est placée en vis à vis du centre des aimants permanents. Les contacts électriques de retour sont placés au bord de la tôle supérieure et le système ventouse-contact électrique d'amenée est disposé en coin de tôle. Le vide est créé dans la ventouse pour la fixer à la tôle supérieure et le courant peut alors circuler. Un mouvement de translation verticale sur 2.5 cm de hauteur de la tôle supérieure et des contacts est alors imprimé par l'effort ainsi généré. Dans le cas où une seule tôle est extraite du paquet, le test de dépilage est alors considéré positif.

Il s'est avéré au cours des essais que le film d'huile présent sur la tôle supérieure n'oppose pratiquement pas de résistance de contact à la circulation dans la tôle du courant électrique puisque les électrodes exercent sur le flan supérieur une pression suffisante pour s'affranchir de ce problème. En revanche, les films d'huile isolent bien les tôles entre elles, ce qui a pour conséquence de concentrer la totalité de l'effort sur la seule tôle supérieure.

Les profils d'effort définis dans le premier chapitre ont été générés à l'aide des sources exposées précédemment. Il s'est avéré au vu des nombreux essais réalisés que les résultats de dépilage concordent avec ceux obtenus par application d'un effort ponctuel au centre de gravité de la zone de meilleure efficacité (cf §.1-4). Ainsi, l'application d'un effort normal a permis de réaliser efficacement le dépilage de 90% des tôles d'aluminium à condition que le contact d'amenée du courant soit placé dans le coin de la tôle.

En revanche, l'application d'un effort incliné dans les limites des sources utilisées en inclinant le dispositif à aimants permanents n'a pas permis d'améliorer l'efficacité du dépilage. Par ailleurs, des essais de dépilage ont également été réalisés par application d'un

effort pulsatoire en faisant varier la fréquence et l'amplitude du courant délivré par la source de courant. Il est apparu qu'une fréquence comprise entre 15 Hz et 50 Hz d'amplitude suffisante pour faire vibrer la tôle peut améliorer l'efficacité du dépilage sans le garantir à coup sûr.

Enfin, des essais de dépilage ont été également menés en ne disposant sur la tôle qu'un seul contact de retour de courant de manière à concentrer la totalité de l'effort sur un seul bord de tôle. Il n'est pas apparu de réelle modification de l'efficacité du dépilage des tôles d'aluminium malgré le gain de poids consécutif à l'absence d'un des trois contacts.

4-5- Conclusion

Ce chapitre a été consacré à la présentation des résultats expérimentaux de dépilage par sources statiques.

Le premier paragraphe a décrit le dispositif à aimants permanents dont le rôle est de délivrer une répartition de champ magnétique dans les tôles d'aluminium. L'induction magnétique présente au niveau des tôles a été mesurée à l'aide d'un capteur à effet Hall puis comparée à l'induction calculée analytiquement, ce qui a permis de valider le modèle analytique tridimensionnel mis au point dans le troisième chapitre.

Le deuxième paragraphe a permis de présenter la source de courant électrique dont le rôle est de fournir un courant moyen de 2×200 A. Nous avons ainsi exposé la structure de la source en demi-pont capacitif, avant d'en détailler le schéma synoptique de commande et de présenter la structure des contacts électriques.

Le dernier paragraphe a rendu compte des résultats de dépilage obtenus à l'aide de ces sources. Ainsi, l'efficacité du dépilage est d'environ 90% par application d'un effort normal au plan des tôles conformément aux résultats obtenus par les essais mécaniques. En revanche, les profils d'effort incliné et pulsatoire délivrés dans les limites de la source de courant n'ont pas permis d'améliorer de façon notable l'efficacité du dépilage pour les films d'huile extrêmement résistants.

Compte tenu de l'efficacité du dépilage des tôles par sources statiques obtenue avec cette maquette expérimentale et au vu des essais réalisés également sur le site d'emboutissage de Renault-Sandouville, un brevet européen a donc été déposée pour exploiter ces travaux [4].

CONCLUSION GENERALE

CONCLUSION GENERALE

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont consisté à concevoir un séparateur électromagnétique servant au dépilage des tôles d'aluminium sur les chaînes d'emboutissage des usines de la société Renault-Regienov.

Après avoir décrit le fonctionnement de la chaîne d'emboutissage commençant par l'arrivée du paquet de tôles huilées en début de chaîne et se terminant par le formage des pièces de la carrosserie, nous avons exposé les principaux procédés de dépilage actuels issus d'une recherche bibliographique d'antériorité sur brevets et publications. Ces dépileurs de tôles amagnétiques sont essentiellement mécaniques et pneumatiques. La difficulté d'intégrer au niveau du process la précision du mouvement des embouts ainsi que le défaut de rectitude ϵ des tôles les unes par rapport aux autres, rendent les dépileurs mécaniques peu fiables. Aussi, ils entraînent un dépôt de copeaux qui s'avère dommageable au traitement ultérieur des tôles. Par ailleurs, les dépileurs pneumatiques nécessitent l'installation d'un compresseur à proximité des tôles, ce qui semble être rédhitoire dans le contexte industriel des usines Renault. En définitive, un séparateur électromagnétique semblait être le mieux adapté au contexte industriel présent.

Afin de caractériser l'effort de dépilage, des essais mécaniques ont été effectués sur un paquet de tôles représentatif des paquets utilisés en usine. Ces essais consistait à soumettre la tôle supérieure à une sollicitation mécanique variable afin de vaincre la tension superficielle engendrée par le film d'huile présent entre deux tôles. Effectués de façon statistique, ces essais ont permis d'identifier la zone d'application de l'effort de dépilage sur les bords adjacents aux coins ainsi que le profil de l'effort en termes de module, d'orientation et de répartition.

Afin de générer l'effort de dépilage par un dispositif électromagnétique, la soumission de la tôle supérieure à un effort électrodynamique a été étudié selon deux principes. Le premier principe nommé «dépilage par source alternative» consiste à faire interagir dans la tôle d'aluminium un champ magnétique alternatif et des courants induits par une source alternative de la même manière que certains dispositifs de conversion d'énergie

électromécanique. Le second principe nommé "dépilleur par source statique" consiste à faire interagir dans la tôle un courant électrique unidirectionnel issu de contacts directement posés sur la tôle supérieure et un champ magnétique statique délivré par des aimants permanents. Les principaux avantages de ces solutions par rapport aux structures actuelles résident dans la distribution d'une densité de force plus propice au défilage et une diminution de la viscosité de l'huile par échauffement local dû à la circulation de courants électriques.

Ainsi, le deuxième chapitre a été consacré à l'étude des potentialités des sources de champ alternatif pour effectuer le défilage des tôles d'aluminium. D'abord, un dispositif à un champ magnétique glissant conforme à celui des moteurs linéaires a été étudié. Une modélisation analytique d'un système inducteur-air-induit a permis de mettre en évidence l'évolution des caractéristiques de l'effort ainsi engendré en fonction de la fréquence d'alimentation du bobinage et de la distance inducteur-induit. Ainsi, l'effort engendré par ce dispositif étant appliqué à plusieurs tôles du haut du paquet, ne garantit pas une séparation systématique de la tôle supérieure. En revanche, il a été démontré que la position de l'inducteur la plus adaptée au défilage était sur le côté de la pile de tôles. Ensuite, plusieurs solutions à champ magnétique pulsant ont été explorées. Dans un premier temps, des électro-aimants à armature magnétique classique ont été étudiés. Les caractéristiques de l'effort obtenu avec une telle structure se sont révélées inadaptées au défilage des flans d'aluminium. En effet, le champ de force généré par ces électro-aimants, en plus d'être de faible amplitude, s'applique à tout un ensemble de tôles. L'association de deux électro-aimants placés au-dessus et à côté de la pile de tôles n'a pas permis d'assurer l'application de l'effort sur la seule tôle supérieure. Les recherches se sont donc orientées vers des armatures magnétiques plus recherchées. Ainsi, une structure magnétique en forme de pince a permis d'augmenter le module de l'effort généré tout en limitant le nombre de tôles subissant ce champ de force. Cependant, du fait de sa grande sensibilité par rapport à la position de la tôle supérieure et compte tenu des difficultés rencontrées pour induire un champ de force efficace sur cette seule tôle supérieure, les recherches se sont orientées vers la solution à champ statique qui semble être plus robuste malgré la contrainte du courant de conduction nécessitant un contact avec la tôle.

Le séparateur électromagnétique statique développé au troisième chapitre consiste à faire interagir au niveau de la tôle supérieure un courant électrique continu et unidirectionnel issu de contacts directement positionnés sur la feuille supérieure et un champ magnétique statique délivré par un système composé d'aimants permanents et d'un circuit magnétique de

retour de flux. Le calcul de l'induction magnétique dans le dispositif de dépilage a été effectuée par une modélisation tridimensionnelle semi-analytique s'appuyant sur les équations intégrales du potentiel scalaire magnétique. Elle prend en compte l'association des aimants permanents et du circuit magnétique de retour de flux. La répartition des lignes de courant électrique dans la tôle supérieure a été obtenue par le biais d'un modèle analytique issu de la résolution de l'équation de Laplace dans la tôle supérieure par la méthode de séparation des variables. L'effort électrodynamique de dépilage a ainsi été calculé par la formule de Laplace sur la tôle supérieure discrétisée en volumes élémentaires. Les résultats obtenus ont été comparés à ceux issus de simulations par éléments finis de façon satisfaisante.

Le modèle tridimensionnel de calcul de l'induction magnétique ainsi que la modélisation analytique de la répartition du courant dans la tôle supérieure, ont été incorporés dans une procédure d'optimisation du dispositif de dépilage. L'étude de dimensionnement et d'optimisation ainsi menée, a abouti à une structure magnétique à aimants permanents d'induction rémanente $B_r=1.2T$ et de dimensions $150 \times 50 \times 50 \text{ mm}^3$ ainsi qu'une source de courant électrique pouvant délivrer 400 A. Ce dispositif a donné lieu à la réalisation d'un prototype dont la source de courant en demi-pont capacitif a été construite au GREAH. La mesure de l'induction magnétique présente au niveau des tôles a été comparée favorablement aux calculs effectués à l'aide du modèle semi-analytique tridimensionnel validant ainsi ce dernier.

Les essais de dépilage effectués avec ce prototype ont été globalement satisfaisants ce qui a conduit au dépôt d'un brevet [4]. Ainsi, l'efficacité du dépilage est d'environ 90% par application d'un effort normal au plan des tôles conformément aux résultats obtenus par les essais mécaniques. En revanche, les profils d'effort incliné et pulsatoire délivrés dans les limites de la source de courant n'ont pas permis d'améliorer de façon notable l'efficacité du dépilage pour des films d'huile extrêmement résistants. Pour tenter de vaincre la tension superficielle dans des cas extrêmes, il serait intéressant de pouvoir injecter dans la tôle supérieure un courant électrique important et de courte durée de façon à diminuer la viscosité du film d'huile par effet Joule et d'assurer ainsi la rupture du film d'huile.

ANNEXE A

Nous considérerons un volume élémentaire parallélépipédique dans un référentiel cartésien orthonormé direct (O,x,y,z) présenté sur la figure (fig.A).

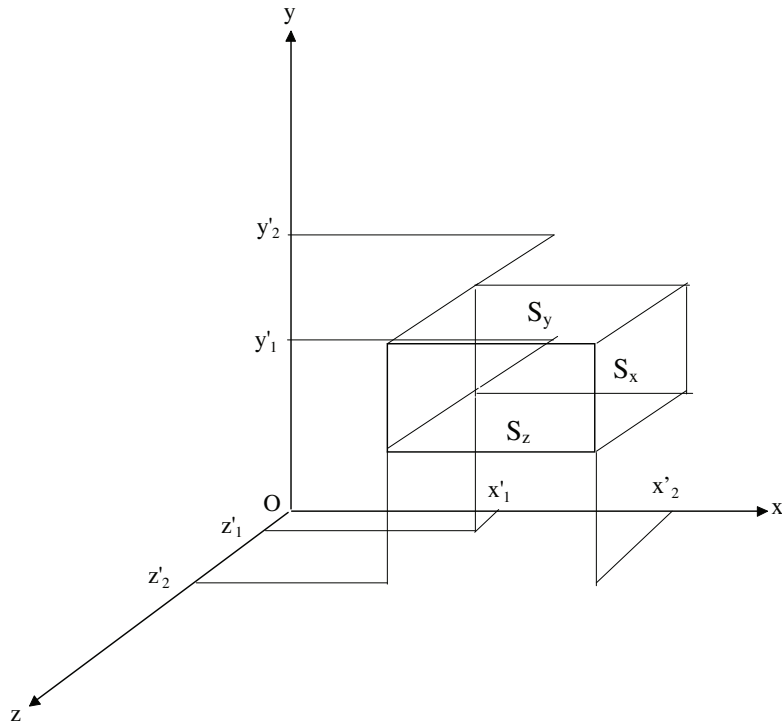


fig.A: Notations employées pour le calcul des matrices [C] et [D] pour un élément parallélépipédique

Les surfaces considérées pour le calcul du champ magnétique sont les faces du parallélépipède élémentaires S_x , S_y , S_z et leurs opposées (cf fig.A). Le terme dû aux surfaces parallèles au plan (yOz) , par exemple, s'exprime de la manière suivante en introduisant l'expression de la norme euclidienne dans le calcul du champ magnétique:

$$\begin{aligned}
 & -\frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(x'=x'_2)} \frac{M_x}{\left[(x-x'_2)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' + \\
 & \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(x'=x'_1)} \frac{M_x}{\left[(x-x'_1)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz'
 \end{aligned} \tag{eq.A-1}$$

L'équation (eq.A-1) appliquée aux six surfaces constituant l'élément parallélépipédique conduit à l'expression suivante pour le champ magnétique:

$$\begin{aligned}
\vec{H}_{ext}(\vec{r}) = & -\frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(x'=x'_2)} \frac{M_x}{\left[(x-x'_2)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' + \\
& \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(x'=x'_1)} \frac{M_x}{\left[(x-x'_1)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' - \\
& \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(y'=y'_2)} \frac{M_y}{\left[(x-x')^2 + (y-y'_2)^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dx' dz' + \\
& \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(y'=y'_1)} \frac{M_y}{\left[(x-x')^2 + (y-y'_1)^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dx' dz' - \\
& \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(z'=z'_2)} \frac{M_z}{\left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'_2)^2 \right]^{1/2}} dx' dy' + \\
& \frac{1}{4\pi} \vec{grad} \int_{S(z'=z'_1)} \frac{M_z}{\left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'_1)^2 \right]^{1/2}} dx' dy'
\end{aligned} \tag{eq.A-2}$$

L'expression du champ magnétique en fonction de l'aimantation s'exprime alors ainsi en considérant l'aimantation uniforme:

$$\begin{aligned}
\vec{H}_{ext}(\vec{r}) = & -\frac{1}{4\pi} M_x \vec{grad} \int_{S(x'=x'_2)} \frac{1}{\left[(x-x'_2)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' + \\
& \frac{1}{4\pi} M_x \vec{grad} \int_{S(x'=x'_1)} \frac{1}{\left[(x-x'_1)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dy' dz' - \\
& \frac{1}{4\pi} M_y \vec{grad} \int_{S(y'=y'_2)} \frac{1}{\left[(x-x')^2 + (y-y'_2)^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dx' dz' + \\
& \frac{1}{4\pi} M_y \vec{grad} \int_{S(y'=y'_1)} \frac{1}{\left[(x-x')^2 + (y-y'_1)^2 + (z-z')^2 \right]^{1/2}} dx' dz' - \\
& \frac{1}{4\pi} M_z \vec{grad} \int_{S(z'=z'_2)} \frac{1}{\left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'_2)^2 \right]^{1/2}} dx' dy' + \\
& \frac{1}{4\pi} M_z \vec{grad} \int_{S(z'=z'_1)} \frac{1}{\left[(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'_1)^2 \right]^{1/2}} dx' dy'
\end{aligned} \tag{eq.A-3}$$

En utilisant la notation matricielle définie par (eq.A-4) et la notation définie par (eq.A-5), on aboutit aux relations (eq.A-6) et (eq.A-7):

$$[H_{ext}] = \begin{bmatrix} H_x \\ H_y \\ H_z \end{bmatrix} \quad [M] = \begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} \quad [C] = \begin{bmatrix} C_{xx} & C_{xy} & C_{xz} \\ C_{yx} & C_{yy} & C_{yz} \\ C_{zx} & C_{zy} & C_{zz} \end{bmatrix} \quad [H_{ext}] = [C] \cdot [M] \quad (eq.A-4)$$

$$\frac{1}{L} \Big|_{x_1}^{x_2} = \left[(x - x'_2)^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2 \right]^{-1/2} - \left[(x - x'_1)^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2 \right]^{-1/2}$$

(eq.A-5)

$$[H_{ext}] = -\frac{1}{4\pi} \begin{bmatrix} M_x \frac{\partial}{\partial x} \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x_1}^{x_2} dy' dz' - M_y \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x_1, y_1}^{x_2, y_2} dz' - M_z \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x_1, z_1}^{x_2, z_2} dy' \\ -M_x \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x_1, z_1}^{x_2, z_2} dz' + M_y \frac{\partial}{\partial y} \int_S \frac{1}{L} \Big|_{y_1}^{y_2} dx' dz' - M_z \int_S \frac{1}{L} \Big|_{y_1, z_1}^{y_2, z_2} dz' \\ -M_x \int_S \frac{1}{L} \Big|_{x_1, z_1}^{x_2, z_2} dy' - M_y \int_S \frac{1}{L} \Big|_{y_1, z_1}^{y_2, z_2} dx' + M_z \frac{\partial}{\partial z} \int_S \frac{1}{L} \Big|_{z_1}^{z_2} dx' dy' \end{bmatrix} \quad (eq.A-6)$$

(eq.A-6)

$$[C] = \frac{1}{4\pi} \begin{bmatrix} -\frac{\partial}{\partial x} \int \left[\frac{1}{L} \right]_{x_1}^{x_2} dy' dz' & \int \left[\frac{1}{L} \right]_{x_1, y_1}^{x_2, y_2} dz' & \int \left[\frac{1}{L} \right]_{x_1, z_1}^{x_2, z_2} dy' \\ \int \left[\frac{1}{L} \right]_{x_1, y_1}^{x_2, y_2} dz' & -\frac{\partial}{\partial y} \int \left[\frac{1}{L} \right]_{y_1}^{y_2} dx dz' & \int \left[\frac{1}{L} \right]_{y_1, z_1}^{y_2, z_2} dx' \\ \int \left[\frac{1}{L} \right]_{x_1, z_1}^{x_2, z_2} dy' & \int \left[\frac{1}{L} \right]_{y_1, z_1}^{y_2, z_2} dx' & -\frac{\partial}{\partial z} \int \left[\frac{1}{L} \right]_{z_1}^{z_2} dx' dy' \end{bmatrix} \quad (eq.A-7)$$

BIBLIOGRAPHIE

BIBLIOGRAPHIE

- [1] K. Buenning, K. Klimank, G. Losemann, "Destacking mechanism for sheet metal plates," *D. E. Patent* 4 339 839 A1, 1995.
- [2] B. Olofsson, J. Olsson, M. Remen, K. Gullberg, "Method of destacking or separating sheet metal members," *W.O. Patent* 9 323 321 A1, 1993.
- [3] E. Sfax, R. Dietzel, "Separating method for non-magnetic sheet metal sections from stack," *D.E. Patent* 4 403 011 C1, 1995.
- [4] B. Criqui, J. Ph. Joubert, C. Malargé, G. Barakat and B. Dakyo, "Procédé et dispositif de défilage de tôles," *EP. Patent* EP0939047, 1999.
- [5] H. Woodson, J. Melcher, *Electromechanical dynamics*, R.E. Krieger publishing Co, Malagar FI, 1985.
- [6] Reitz, J.R., Milford, F.J., *Foundations of Electromagnetics Theory*, Reading, MA: Addison-Wesley, 1967.
- [7] K.Fujisaki, T.Ueyama and K.Wajima, "Electromagnets Applied to Thin Steel Plate", *IEEE Transactions On Magnetics*, Vol.32, No.5, pp.5058-5060, Sept.1996.
- [8] J.P. Larralde, "*Résistance des matériaux-sollicitations simples*", tome 1, collection des industries mécaniques, MASSON, 1990.
- [9] R.L.Stoll, "*The Analysis of Eddy Currents*", Carendon Press, Oxford, 1974.
- [10] E.E.Kriezis, M.Tsiboukis, S.M.Panas and J.A.Tegopoulos, "Eddy Currents : Theory and Applications", *Proceedings of the IEEE*, Vol.80, No.10, pp1559-1589, Oct 1992.
- [11] J.C.Sabonnadiere et J.L.Coulomb, "Calcul des Champs Electromagnetiques", *Techniques de l'Ingénieur*, Vol.D3-020, pp1-20.

- [12] R.Bonnefille et M.Kant, "Moteur Linéaire à Induction", *Techniques de l'Ingénieur*, Vol.D 551, pp1-11.
- [13] R.Bonnefille et M.Kant, "Application de la théorie du champ électromagnétique aux machines linéaires à induction", *Revue de Physique Appliquée*, Tome 5, pp 743-757, Oct 1970.
- [14] A.Wiart, "Bases Théoriques et Applications des Moteurs Linéaires", *Revue Jeumont-Schneider*, No.8, 1ère Partie, pp 43-50.
- [15] M.Kant, "Equations Générales du Champ Magnétique Glissant d'une Machine Magnétohydrodynamique", *C.R.Acad.Sc.Paris*, Tome 266, Série A, pp.164-167, 15 Janv.1968.
- [16] M.Jufer, "Circuits Magnétiques", *Techniques de l'Ingénieur*, Vol.D1-050, pp1-30.
- [17] F.Leprince-Ringuet, "Aimants Permanents : Matériaux et Applications", *Techniques de l'Ingénieur*, Vol.D2-100, pp 1-29.
- [18] P.Brissonneau, "Aimants Permanents : Principes et Circuits Magnétiques", *Techniques de l'Ingénieur*, Vol.D2-090, pp1-20.
- [19] M.Souza, C.Vidigal, A.Momy, J.Taquin and M.Sauzade, "Nonlinear Calculation of three-dimensional static magnetic fields", *IEEE Transactions On Magnetics*, Vol.33, No.4, pp.2486-2491, July 1997.
- [20] C.E.Vidigal, "Méthode de calcul de champ magnétique pour IRM avec aimant permanent et fer", *Thèse de doctorat*, Univ.ParisXI, Orsay, France, 1992.
- [21] C. Malargé, G. Barakat and B. Dakyo, "Magnetic Source Optimization for De-Stacking Process of Aluminum Sheets", *IEEE Transactions On Magnetics*, vol. 37, no. 4, July 2001, pp. 2640-2643.

[22] C. Malargé, G. Barakat and B. Dakyo, " A Permanent Magnet Based Source Optimization For A De-Stacking Process Of Aluminum Sheets", *Proceedings of the 8th MMM-Intermag Joint Conference*, San Antonio, Texas, January 7-11, 2001, p. 456.

[23] FLUX2D Finite-element software for electromagnetics applications, CEDRAT (EU), MAGSOFT (USA).

[24] E. Durand, *Electrostatique : problèmes généraux et conducteurs*, Tome 2, Ed. Masson, Paris, 1966.

Résumé

Le travail présenté dans ce mémoire porte sur la conception d'un dépileur électromagnétique de tôles amagnétiques sur les sites d'emboutissage des usines de construction automobile. Après une étude de caractérisation du comportement mécanique du paquet de tôles huilées et soumis à un effort de pelage, deux principes de séparateur électromagnétique ont été exploités. Le premier consiste à faire interagir, dans la tôle supérieure, un courant induit et un champ alternatif produits par une structure adaptée et placée en bordure du paquet de tôles. Plusieurs structures à champ alternatif ont été proposées et modélisées par la méthode des éléments finis et leurs performances, pour l'effort de pelage, analysées et commentées.

Le deuxième principe repose sur l'interaction d'un champ magnétique produit par une structure à aimants permanents et un courant électrique circulant en bordure de la tôle supérieure et délivré par des électrodes. Une méthode de calcul tridimensionnelle semi-analytique du champ magnétique créé dans le plan de la tôle supérieure est proposée ainsi qu'un modèle analytique de répartition de la densité de courant dans cette même tôle issu de la résolution de l'équation de Laplace par la méthode de séparation des variables. Cette modélisation a permis l'optimisation de l'effort de pelage et un prototype a été construit en laboratoire. Les résultats obtenus ont donné satisfaction.

Mots-clés—séparation de tôles amagnétiques, calcul 3D de champ magnétique, force électromagnétique, aimants permanents, conception et optimisation.

Abstract

This study deals with the design of an electromagnetic device for a new de-stacking process of non magnetic sheets in the stamping sites of private car manufacturers. First, the mechanical behavior of the oiled sheets stack submitted to a separating stress is studied. The characterization of the de-stacking stress permits the author to propose several ways to design the electromagnetic separator. Many alternative magnetic field based structures of electromagnetic separator were proposed and studied using the finite elements method and their performances discussed. The more adequate de-stacking stress was finally obtained by the interaction between a static magnetic field produced by a permanent magnet (PM) based magnetic circuit placed at the corner of the stack and a direct current delivered by contacts placed at the borders of the upper plate. In order to design this electromagnetic separator, an hybrid three-dimensional computation method of magnetic field was developed. This method uses the integral equations of the magnetic scalar potential and is adapted to the cases of simple geometry problems. A two-dimensional analytical model of the current lines in the upper plate was also developed. These models allow the author to calculate the de-stacking strength and in so doing to propose an optimum design of this electromagnetic separator. Finally, a prototype of this de-stacking device was constructed giving satisfactory separation results.

Keywords—non-magnetic plates separation, 3D magnetic field calculation, electromagnetic force calculation, permanent magnet, design and optimization.