



HAL
open science

Optimisation d'un blindage électromagnétique composite métallique pour des applications basses fréquences : approches numériques et expérimentales

Kokouvi Etse

► To cite this version:

Kokouvi Etse. Optimisation d'un blindage électromagnétique composite métallique pour des applications basses fréquences : approches numériques et expérimentales. Electromagnétisme. Université Paris-Saclay, 2023. Français. NNT : 2023UPAST218 . tel-04624904

HAL Id: tel-04624904

<https://theses.hal.science/tel-04624904>

Submitted on 25 Jun 2024

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.

Optimisation d'un blindage électromagnétique composite métallique pour des applications basses fréquences : approches numériques et expérimentales

*Optimization of electromagnetic composite shield for low frequency
applications: numerical and experimental approaches*

Thèse de doctorat de l'université Paris-Saclay

École doctorale n° 575, Electrical, Optical, Bio-Physics and Engineering (EOBE)

Spécialité de doctorat : Génie électrique

Graduate School : Sciences de l'Ingénierie et des Systèmes. Référent : CentraleSupélec

Thèse préparée dans les unités de recherche : **Laboratoire de Génie Électrique et
Électronique de Paris (Université Paris-Saclay, CentraleSupélec),
Institut de chimie moléculaire et des matériaux d'Orsay (Université
Paris-Saclay, CNRS), SATIE (Université Paris-Saclay, ENS Paris-Saclay,
CNRS)**

sous la direction de **Xavier MININGER**, Professeur des Universités,
et la co-direction de **Anne-Laure HELBERT**, Professeure des Universités,
le co-encadrement de **Laurent PREVOND**, Maître de Conférences
et le co-encadrement de **Thierry BAUDIN**, Directeur de recherche au CNRS

Thèse soutenue à Paris-Saclay, le 13 décembre 2023, par

Kokouvi ETSE

Composition du Jury

Membres du jury avec voix délibérative

Marion RISBET

Professeure des Universités, Laboratoire de recherche
ROBERVAL-UTC

Présidente

Christophe GUIFFAUT

Chargé de recherche au CNRS - HDR, XLIM

Rapporteur & Examineur

Sébastien LALLECHERE

Ingénieur de Recherche Safran Tech - PhD & HDR,
Université Clermont Auvergne

Rapporteur & Examineur

Caroline TOFFOLON

Directrice de recherche, CEA

Examinatrice

Titre : Optimisation d'un blindage électromagnétique composite métallique pour des applications basses fréquences : approches numériques et expérimentales

Mots clés : Blindage électromagnétique, homogénéisation, laminage, composite métallique

Résumé : L'intégration croissante de l'électronique dans tous les secteurs d'activité génère des problèmes de compatibilité électromagnétique et soulève des préoccupations concernant l'impact sur la santé des êtres vivants exposés aux champs résultants. Ainsi, l'utilisation d'un blindage peut être nécessaire pour confiner les champs électromagnétiques rayonnés et/ou pour protéger un système sensible à ces champs. Cependant, la nécessité de développer des écrans de blindage légers et efficaces sur un large spectre de fréquences constitue un véritable défi. Les systèmes de blindage électromagnétiques contiennent souvent des métaux. Ces derniers possèdent une grande conductivité électrique ou une perméabilité magnétique élevée favorable au blindage. L'association de différents métaux par colaminage peut permettre d'obtenir un composite alliant les avantages d'un matériau magnétique, ayant une haute perméabilité pour un blindage efficace en basses fréquences, et un matériau conducteur électrique pour un blindage intéressant à plus hautes fréquences. De précédents travaux entre les 3 laboratoires impliqués dans ce projet ont montré qu'il est possible d'obtenir un écran bimétallique de quelques centaines de micromètres d'épaisseur par le colaminage de feuilles d'acier et d'aluminium. Cette solution permet de couvrir une gamme de fréquences de 0 à 100 kHz mais reste peu efficace en

basses fréquences. Par des approches numériques et expérimentales, cette nouvelle thèse étudie l'intérêt des multicouches associant l'aluminium et le cuivre à un alliage à grande perméabilité magnétique, le mumétal, pour l'atténuation du champ magnétique du DC à plusieurs dizaines de kilohertz. Dans un premier temps, une approche de discrétisation de fines couches conductrices hétérogènes est proposée afin de limiter le coût des calculs numériques par la méthode des éléments finis. Ensuite, une étude numérique a permis d'évaluer l'impact du nombre de couches, de l'ordre de superposition des couches et de l'épaisseur de chaque couche sur l'efficacité d'un écran de blindage bimétallique. En se basant sur l'étude numérique, des matériaux multicouches optimisés constitués d'aluminium et de mumétal ont été élaborés par colaminage. L'impact de ce procédé de soudage à froid sur l'efficacité du composite laminé est analysé et des recuits sont ensuite effectués. Enfin, les impacts des recuits sur la structure du composite métallique notamment sur l'adhérence des tôles et sur son efficacité de blindage sont étudiés. Les travaux expérimentaux ont permis de montrer que l'association de l'aluminium au mumétal peut permettre, à iso épaisseur, un gain de 78% en efficacité de blindage du bimétallique élaboré par rapport au meilleur des deux métaux.

Title : Optimization of electromagnetic composite shield for low frequency applications: numerical and experimental approaches

Keywords : Electromagnetic shielding, homogenization, rolling, composite material

Abstract : The constantly increasing number of electronic systems within the same electromagnetic environment poses a problem of electromagnetic compatibility and raises issue of the impact on the health of living being exposed to the radiated electromagnetic field. Therefore, the use of shielding may be necessary to confine radiated electromagnetic fields and/or to protect sensitive electronic systems to these fields. However, the need to develop lightweight and effective shields over a wide frequency range is a challenge. Electromagnetic shields often contain metals either because of their high electrical conductivity or because of their high magnetic permeability, which are favorable for electromagnetic field attenuation. Combining different metals through cold roll bonding can result in a laminated composite that combines the advantages of a magnetic material with high permeability for effective low-frequency shielding and a conductive material that provides effective shielding at higher frequencies. Previous work between the three laboratories involved in this project has shown that it is possible to obtain a bimetallic shield of a few hundred micrometers thick by cold rolling steel and aluminum sheets. This solution covers a frequency range from 0 to 100 kHz but is less effective at low frequencies. Through a numerical and experimental approaches, this new thesis study the benefits of multilayers combining aluminum and copper with a high magnetic permeability alloy (μ -metal) for attenuating the magnetic field over a wide frequency range, including low frequencies. First, a discretization approach of heterogeneous conductive thin layers is proposed to reduce the cost of numerical calculations using the finite element method. Then, a numerical study has been carried out to evaluate the impact of the number of layers, the order of layer superposition, and the thickness of each layer on the effectiveness of a bimetallic magnetic shield. Based on the numerical study, multilayer materials combining aluminum and μ -metal, or aluminum, copper, and μ -metal have been elaborated by cold roll bonding. The impact of this cold-welding process on the effectiveness of the laminated composite is analyzed, and thermal annealing processes were subsequently performed to improve their shielding effectiveness. Finally, the effects of annealing on the structure of the laminated composite, including sheet bonding strength and its shielding effectiveness, are revealed. Experimental work has shown that the combination of aluminum with μ -metal can result in a 78% improvement in shielding effectiveness compared to the best of the two materials having the same total thickness.

« L'optimisme qui consiste à tenir le regard fixé sur le but avec la certitude de l'atteindre, est aussi un élément essentiel de succès. À se préoccuper trop tôt des obstacles, et surtout à les craindre, on affaiblit son courage »

Charles Edouard Guillaume, Esquisse de ma vie, 1921.

Remerciements

Cette thèse pluridisciplinaire est le fruit de la collaboration entre trois laboratoires : le laboratoire de Génie Électrique et Électronique de Paris (GeePs), l'Institut de Chimie Moléculaire et des Matériaux d'Orsay (ICMMO) et le laboratoire des Systèmes et Applications des Technologies de l'Information et de l'Energie (SATIE).

En premier lieu, j'adresse ma profonde reconnaissance à mon directeur de thèse, Professeur Xavier Mininger, pour sa bienveillante supervision, ses conseils avisés, sa disponibilité et sa patience. Au Professeure Anne-Laure Helbert et au Directeur de recherche Thierry Baudin, j'adresse ma gratitude pour leur disponibilité et pour avoir su me guider dans mes travaux de recherche sur les aspects matériaux. Leurs remarques et suggestions m'ont permis d'étoffer mes réflexions et de parfaire la synthèse de mes travaux pour les différentes publications et présentations en conférences. Je suis également reconnaissant envers Mr Laurent Prévond, Maître de Conférence des Universités, pour sa bienveillante supervision des essais de mesure d'efficacité de blindage en champ proche et pour avoir facilité mon intégration au sein de l'atelier d'électrotechnique du CNAM.

Ensuite, je voudrais remercier très chaleureusement Mr Mehand Tebib pour avoir facilité la collaboration avec le Centre des Matériaux d'Evry de l'école des Mines afin de finaliser mes expériences. Je le remercie une deuxième fois pour sa disponibilité et pour les très longues journées passées au laboratoire pour les traitements thermiques de mes échantillons.

J'adresse mes profonds remerciements à Mr Thierry Waeckerle et Mr Yannick Ateba-Betanda de la société Aperam Alloys Imphy pour les échanges constructifs que nous avons eus et pour avoir accepté de nous fournir gracieusement certains alliages de fer-nickel.

Mes sincères remerciements à Mr Christophe Guiffaut et à Mr Sébastien Lalléchère qui ont évalué avec enthousiasme mon mémoire et y ont émis de constructives remarques et suggestions. Je remercie également les autres membres du Jury qui m'ont fait l'honneur d'examiner mes travaux de thèse : Mme Marion Risbet (Présidente du jury) et Mme Caroline Toffolon.

Je remercie mes collègues du GeePs, de l'ICMMO et du SATIE pour avoir rendu mon séjour au sein de ces laboratoires plus qu'agréable grâce aux moments de qualité que nous avons passés ensemble. En particulier, je tiens à remercier Mme Aurore Brézard, responsable de la plateforme de mesure de la résistivité électrique des matériaux pour sa disponibilité et Mr François Brisset, responsable du MEB pour ses cartographies.

Enfin, comme le disent les anglais « last but not least », je voudrais exprimer ma reconnaissance envers mes très chers parents, mes frères et mes amis, pour leur soutien sans faille et l'amour inconditionnel qu'ils me portent. Je souhaite adresser une mention spéciale à mon grand frère David pour son indispensable soutien émotionnel et sa bienveillance à mon égard.

Table des matières

Introduction générale	11
Chapitre 1. Revue de la littérature scientifique sur le blindage électromagnétique	17
1.1 Champ électromagnétique.....	17
1.1.1 Champ électromagnétique issu d'un dipôle électrique	18
1.1.2 Champ électromagnétique issu d'un dipôle magnétique	19
1.2 Mécanismes et techniques de blindage électromagnétique	22
1.2.1 Techniques de blindage électromagnétique	22
1.2.2 Blindage électromagnétique passif	22
1.3 Matériaux pour le blindage électromagnétique	24
1.3.1 Atténuation du champ électromagnétique lointain.....	25
1.3.2 Atténuation du champ électromagnétique en champ proche.....	25
1.3.3 Atténuation du champ magnétique	28
1.4 Association de matériaux pour le blindage magnétique.....	31
1.4.1 Associations de matériaux ferromagnétiques.....	32
1.4.2 Matériaux composites	33
1.4.3 Association de matériaux conducteurs électriques et de matériaux ferromagnétiques	34
1.5 Colaminage.....	39
1.5.1 Mécanisme du colaminage.....	39
1.5.2 Paramètres affectant l'adhérence des tôles	41
1.6 Synthèse	47
1.7 Positionnement de nos travaux	48
1.8 Conclusion	48
Chapitre 2. Évaluation de l'efficacité de blindage de fines couches hétérogènes	53
2.1. Introduction.....	53
2.2. Limites des expressions analytiques pour le calcul de l'efficacité de blindage magnétique	53
2.3. Modélisation numérique des écrans de blindage multicouches	57
2.4. Approches alternatives de discrétisation de fines couches conductrices laminées	59
2.5. Méthodes d'homogénéisation de composites métalliques pour des calculs électromagnétiques	61
2.6. Homogénéisation de composites métalliques par une approche énergétique.....	62
2.6.1. Homogénéisation de multicouches plans	62

2.6.2. Homogénéisation de multicouches non planes	63
2.6.3. Application de la méthode AMSL du second ordre à la couche homogénéisée	67
2.6.4. Validité et application de la méthode AMSL2P à la couche homogénéisée	68
2.6.5. Comparaison de l'approche Homog. + AMSL2P à quelques méthodes proposées dans la littérature	73
2.7. Conclusion	80
Chapitre 3. Optimisation des matériaux bimétalliques pour le blindage magnétique basses fréquences	83
3.1. Problématique	83
3.2. Étude des paramètres affectant l'efficacité de blindage d'un multicouche	85
3.2.1. Impact de l'espacement des couches sur l'efficacité de blindage d'un multicouche ...	85
3.2.2. Impact de l'ordre des couches	87
3.2.3. Impact du nombre de couches	90
3.3. Intérêt d'un algorithme pour la détermination de la configuration optimale d'un multicouche	92
3.4. Algorithme génétique pour la détermination des paramètres optimaux d'un écran de blindage bimétallique	96
3.5. Application de l'algorithme d'optimisation	99
3.5.1. Configuration optimale en fonction du nombre de couches	99
3.5.2. Analyse des résultats obtenus	101
3.5.3. Nombre de couches pair versus impair	104
3.5.4. Analyse de l'efficacité des multicouches optimisés	105
3.6. Conclusion	107
Chapitre 4. Élaboration par colaminage de composites métalliques constitués de μM, Al et Cu pour le blindage magnétique	111
4.1. Introduction	111
4.2. Matériaux	111
4.2.1. Choix des matériaux	111
4.2.2. Caractéristiques des métaux utilisés	112
4.3. Élaboration des trilames Al/ μM /Al et μM /Al/ μM par colaminage	116
4.4. Mesure de l'efficacité de blindage des trilames	118
4.5. Impact des dimensions des échantillons sur l'efficacité de blindage mesurée	121
4.6. Recuit thermique des trilames élaborés	124
4.6.1. Impact des traitements thermiques sur la composition chimique des trilames	124
4.6.2. Impact du recuit thermique sur l'efficacité de blindage des trilames	130
4.6.3. Synthèse	136

4.7.	Élaboration et caractérisation des multicouches de dimension 9cm x 9cm	137
4.7.1.	Colaminage des tôles d'aluminium, de μM et de cuivre	137
4.7.2.	Protocole expérimental des recuits thermiques des échantillons de 9cm x 9cm.....	137
4.7.3.	Structures des multicouches après recuit	138
4.7.4.	Efficacité de blindage des multicouches Al/ μM /Al et Cu/Al/ μM /Al/Cu.....	142
4.8.	Conclusion	147
	Conclusion Générale	151
	Références	157
	Annexe A	167
	Annexe B	173

Introduction générale

À mesure que notre société devient de plus en plus dépendante de la technologie, l'intégration massive d'appareils et de systèmes électroniques fonctionnant à différentes fréquences et niveaux de puissance soulève des préoccupations concernant les interférences électromagnétiques indésirables. Ces interférences peuvent altérer le bon fonctionnement d'un système électronique. A ces préoccupations matérielles s'ajoutent celles des conséquences de la pollution électromagnétique sur la santé des êtres vivants [1]–[4] et des plantes [5]. En effet Vanderstraeten *et al.* [4] ont montré qu'une exposition prolongée à une induction magnétique basses fréquences (fréquence inférieure à 100 kHz) de l'ordre du microtesla (μT) peut causer une leucémie chez les enfants et des cancers du sang chez les adultes. L'exposition à une induction magnétique statique de forte intensité (supérieur à 2 T) peut également entraîner des troubles sensoriels (vertige, nausée, goût métallique ...), l'échauffement des tissus biologiques et la stimulation du système nerveux pour une induction à haute fréquence ($f > 100$ kHz) [3]. Ainsi, des normes définissant les gabarits des limites spectrales d'émission électromagnétique des équipements électroniques ont été mises en place par la commission internationale de protection contre les rayonnements non ionisants (ICNIRP).

Divers composants électroniques étant amenés à fonctionner au sein d'un même environnement électromagnétique, il se pose alors le problème de leur aptitude à le faire correctement dans cet environnement. On parle alors de compatibilité électromagnétique (CEM) définie comme l'aptitude d'un composant ou d'un système électronique à fonctionner correctement dans son environnement électromagnétique sans engendrer des perturbations intolérables par les autres appareils ou systèmes électroniques de son environnement. Diverses réglementations et normes imposent des contraintes de CEM qui doivent être respectées par les équipements et systèmes électroniques. C'est l'exemple de celles décrites dans le décret 2015-1084 relatif à la compatibilité électromagnétique des équipements électriques et électroniques ou celles décrites dans la publication n°22 du Comité international spécial des perturbations radioélectriques [6]. Ces exigences concernent la susceptibilité électromagnétique et le niveau d'émission de champ électromagnétique des systèmes électroniques.

L'une des méthodes permettant de réduire la susceptibilité électromagnétique rayonnée d'un système électronique tout en limitant ses émissions consiste à utiliser un blindage électromagnétique. Le blindage électromagnétique est un mécanisme par lequel un champ perturbateur est atténué. Il permet donc de confiner le champ rayonné par un composant afin de protéger les appareils, systèmes électroniques et les êtres vivants situés dans son voisinage ou bien de constituer une barrière de protection pour un composant électronique afin de renforcer son immunité électromagnétique.

Toutefois, l'efficacité d'un écran de blindage qui dépend du champ électromagnétique perturbateur, reste généralement faible pour l'atténuation de la composante magnétique à des

fréquences inférieures à 10 kHz [7]. C'est pourquoi il est nécessaire de développer et d'optimiser de nouveaux systèmes de blindage et de nouveaux matériaux efficaces à ces fréquences.

Contrairement aux hautes fréquences où les ondes électromagnétiques peuvent être plus facilement atténuées par des matériaux conducteurs électriques, l'atténuation de la composante magnétique à basses fréquences pose des défis spécifiques en raison de la faible impédance de l'onde résultante à ces fréquences, limitant sa réflexion par les matériaux conducteurs. Les matériaux ferromagnétiques doux sont dans ce cas les plus efficaces de par leur aptitude à canaliser le flux magnétique, atténuant ainsi le champ perturbateur transmis. Ces matériaux, à l'instar du mumétal qui est l'un des matériaux ferromagnétiques doux les plus efficaces pour l'atténuation des champs magnétostatiques, peuvent être coûteux et sont lourds limitant ainsi leur utilisation dans les systèmes électroniques embarqués pour lesquels le but est de limiter au maximum les masses et volumes des composants.

L'aluminium est le métal le plus abondant de l'écorce terrestre et allie une faible densité massique, une bonne conductivité électrique, une bonne résistance à la corrosion et une excellente ductilité. Associer ce métal à un ferromagnétique doux tel que le mumétal pourrait ainsi permettre de constituer un écran de blindage efficace en basses fréquences et en hautes fréquences tout en limitant la densité massique et le coût.

Le colaminage est une technique de soudage à froid peu énergivore et simple car ne nécessitant qu'un laminoir, outil largement utilisé dans l'industrie pour l'élaboration des tôles. C'est donc un excellent candidat pour l'élaboration des multicouches métalliques associant des métaux ferromagnétiques (mumétal) à des métaux conducteurs électriques (aluminium).

Ainsi, ce projet de thèse porté par les laboratoires GeePs, ICMMO et SATIE-Cnam a pour objectif l'optimisation et l'élaboration de composites métalliques, constitués d'aluminium et de mumétal, efficaces pour le blindage magnétique sur un large spectre de basses fréquences. Il a été financé par le ministère de l'Enseignement Supérieur, de la Recherche et de l'Innovation.

Le premier chapitre de cette thèse présente un état de l'art du blindage électromagnétique en général et du blindage magnétique passif en particulier. Les différents matériaux proposés jusqu'alors pour atténuer plus efficacement les champs magnétiques sont présentés. L'intérêt des multicouches métalliques pour le blindage magnétique est mis en évidence. L'impact de la réalisation de ces multicouches par colaminage aussi bien sur leur structure que sur leur efficacité de blindage est également détaillé. Cette thèse est la suite d'une première thèse portée par la même équipe encadrante qui avait pour objectif l'élaboration d'un trilame Al/Acier/Al pour le blindage magnétique. Ainsi, les résultats de ces travaux sont résumés dans ce chapitre et servent de base pour cette nouvelle thèse. La seconde partie du chapitre se focalise sur les paramètres influant sur l'adhérence des tôles et la microstructure du multicouche obtenu par colaminage.

Le deuxième chapitre présente une étude comparative des différentes méthodes numériques de modélisation des composites métalliques fins en électromagnétisme. Une des difficultés qu'avait rencontrées l'équipe encadrante pendant la précédente thèse traitant de l'élaboration du

trilame Al/Acier/Al concernait la modélisation numérique des multicouches métalliques présentant des strictions et des fragmentations de la couche dure, ici l'acier. En effet, dans ce cas, le maillage de l'écran de blindage doit non seulement tenir compte de l'épaisseur de peau mais aussi des hétérogénéités. Une méthode d'homogénéisation avait alors été initiée. Ce chapitre définit les conditions de validité de cette méthode et détaille une approche de discrétisation de la couche ainsi homogénéisée permettant de la mailler avec une seule couche d'éléments finis. Cette nouvelle méthode est comparée aux autres méthodes proposées dans la littérature et ses avantages par rapport à ces dernières sont mis en évidence. Cette approche numérique de discrétisation de composites métalliques est ensuite utilisée au chapitre 4 pour évaluer l'efficacité de blindage et/ou les propriétés électriques et magnétiques des composites métalliques élaborés. Les approches analytiques d'estimation de l'efficacité de blindage magnétique d'un écran de blindage plan infini sont également présentées. Leurs limites sont discutées et la méthode pouvant être utilisée pour limiter le coût des calculs éléments finis tout en limitant l'erreur de calcul est mise en exergue.

Le troisième chapitre étudie les différents paramètres influant sur l'efficacité d'un écran de blindage bimétallique plan. Les impacts de l'épaisseur de chaque couche, de l'ordre de superposition des couches, du nombre de couches et des propriétés électriques et magnétiques de chaque couche sur la capacité d'atténuation du champ magnétique par un écran bimétallique sont mis en évidence. Un algorithme d'optimisation de l'écran de blindage bimétallique est alors proposé et son intérêt démontré. Cet algorithme est ensuite utilisé pour définir l'épaisseur de chaque couche et l'ordre des couches d'un matériau bimétallique constitué d'aluminium et de mumétal.

Enfin, le chapitre 4 étudie l'élaboration par colaminage de l'écran bimétallique optimisé et l'impact de ce procédé de fabrication sur son efficacité de blindage. Après avoir prouvé la nécessité d'un recuit post colaminage de ces écrans bimétalliques, l'impact de ce dernier sur la structure du composite métallique est étudié. Les nouvelles phases formées à la suite des interdiffusions sont caractérisées. Alors que ces recuits amplifient considérablement l'efficacité de blindage du multicouche en basses fréquences, leurs effets sont plutôt néfastes pour l'atténuation du champ magnétique de fréquence $f > 1$ kHz. Des compromis sont alors proposés en ajoutant du cuivre ou en optimisant la température de recuit.

Chapitre 1 : Revue de la littérature scientifique sur le blindage électromagnétique

Chapitre 1. Revue de la littérature scientifique sur le blindage électromagnétique

Ce chapitre se propose, à travers une revue bibliographique, d'expliquer les différentes méthodes d'atténuation du champ électromagnétique et d'analyser l'efficacité de différents matériaux proposés dans la littérature pour le blindage magnétique. Il s'attache également à mettre en évidence l'intérêt des multicouches composées de matériaux conducteurs électriques et de matériaux ferromagnétiques doux pour le blindage électromagnétique et enfin à expliquer le principe du colaminage ainsi que son importance dans l'élaboration de nouveaux composites métalliques destinés au blindage électromagnétique.

1.1 Champ électromagnétique

Un champ électromagnétique apparaît dès lors que les charges électriques sont mobiles. Ce champ est une résultante de deux composantes : l'une électrique et l'autre magnétique. Il est caractérisé par trois grandeurs principales : sa longueur d'onde (λ), sa vitesse de propagation qui vaut la célérité de la lumière si le milieu de propagation est le vide (c) et sa fréquence (f). Ces trois grandeurs sont reliées par la relation : $\lambda = \frac{c}{f}$. Le champ électromagnétique est qualifié de champ proche ou de champ lointain en fonction de la distance séparant sa source de sa victime ou de sa cible. Lorsque la distance source – victime est supérieure à $\frac{\lambda}{2\pi}$, on qualifie l'onde électromagnétique de champ lointain. Dans ce cas, la composante électrique et celle magnétique coexistent et sont indissociables. Cette coexistence est décrite par les équations de Maxwell-Faraday et Maxwell-Ampère (Eq. 1.1) :

$$\begin{cases} \text{rot}\vec{E} = -\frac{\partial\vec{B}}{\partial t} \\ \text{rot}\vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial\vec{D}}{\partial t} \end{cases} \quad (1.1)$$

où \vec{E} désigne le vecteur champ électrique, \vec{H} désigne le vecteur champ magnétique, \vec{B} désigne le vecteur champ d'induction magnétique, \vec{J} désigne le vecteur densité de courant et $\frac{\partial\vec{D}}{\partial t}$ le vecteur courant de déplacement, négligeable en basses fréquences.

On parle de champ proche lorsque la distance source - victime est inférieure à $\frac{\lambda}{2\pi}$. Dans ce deuxième cas, tant que la fréquence est non nulle, les deux composantes coexistent toujours mais l'une des composantes est dominante par rapport à la seconde. Le rapport de la composante électrique sur la composante magnétique est appelé impédance d'onde et permet de définir la composante prédominante ainsi que la nature de la source émettrice. Le champ électromagnétique est issu d'un dipôle électrique ou d'un dipôle magnétique.

1.1.1 Champ électromagnétique issu d'un dipôle électrique

Considérons le dipôle électrique infinitésimal traversé par un courant I_0 et situé à une distance r de l'observateur présenté sur la figure 1.1. Les composantes électriques et magnétiques du champ électromagnétique rayonné par ce dipôle sont définies dans [8] par les équations 1.2.

$$\begin{cases} H_r = H_\theta = 0; E_\varphi = 0 \\ H_\varphi = \frac{jZ_m I_0 l \sin\theta}{4\pi r} \left(1 + \frac{1}{j\beta r}\right) e^{-j\beta r} \\ E_r = \frac{Z_m I_0 l \cos\theta}{2\pi r^2} \left(1 + \frac{1}{j\beta r} - \frac{1}{(\beta r)^2}\right) e^{-j\beta r} \\ E_\theta = \frac{jZ_m \beta I_0 l \sin\theta}{4\pi r} \left(1 + \frac{1}{j\beta r} - \frac{1}{(\beta r)^2}\right) e^{-j\beta r} \end{cases} \quad (1.2)$$

où β est le nombre d'onde et Z_m l'impédance du milieu de propagation de l'onde. Ces deux grandeurs sont respectivement définies par les relations suivantes :

$$\beta = \frac{2\pi}{\lambda} \quad (1.3)$$

$$Z_m = \sqrt{\frac{j\omega\mu}{\sigma + j\omega\epsilon}} \quad (1.4)$$

$\omega = 2\pi f$ est la pulsation de l'onde électromagnétique, μ, σ et ϵ sont respectivement la perméabilité magnétique, la conductivité électrique et la permittivité diélectrique du milieu de propagation de l'onde.

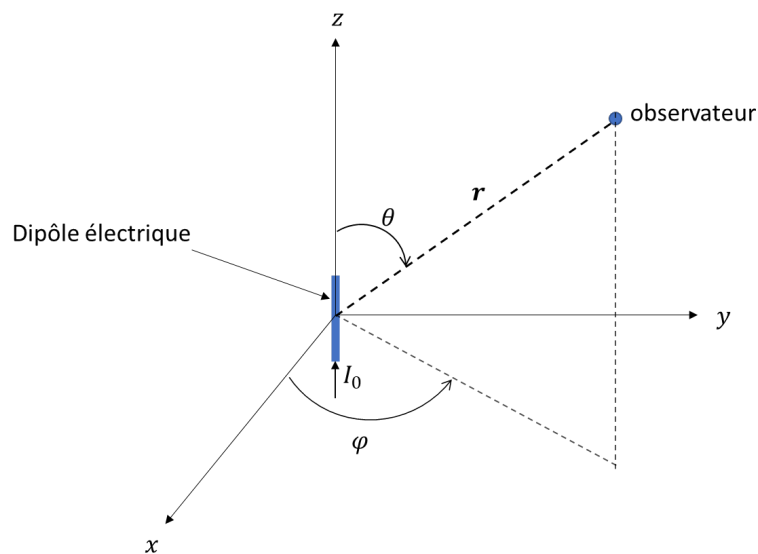


Fig.1.1 : Dipôle électrique infinitésimal

L'impédance d'onde électromagnétique issue de ce dipôle électrique vaut :

$$Z_{\omega_e} = \frac{E_\theta}{H_\varphi} \quad (1.5)$$

En considérant les égalités de l'équation 1.2, l'impédance d'onde issue d'un dipôle électrique à pour expression :

$$Z_{\omega_e} = \frac{Z_m \left(\frac{j}{\beta r} + \frac{1}{(\beta r)^2} - \frac{j}{(\beta r)^3} \right)}{\frac{j}{\beta r} + \frac{1}{(\beta r)^2}} \quad (1.6)$$

En champ proche ($\beta r \ll 1$), $Z_{\omega_e} \approx -\frac{jZ_m}{\beta r}$;

En champ lointain ($\beta r \gg 1$), $Z_{\omega_e} \approx Z_m$ et si le milieu de propagation est le vide, on a alors $|Z_{\omega_e}| = Z_0 = 120\pi \Omega$ où Z_0 est l'impédance intrinsèque de l'espace libre.

1.1.2 Champ électromagnétique issu d'un dipôle magnétique

Le dipôle magnétique élémentaire est le dual du dipôle électrique élémentaire en ce sens que les quantités de champ électrique et magnétique peuvent être interchangées afin d'obtenir les résultats correspondants [8]. Les composantes électrique et magnétique du champ électromagnétique généré par un dipôle magnétique infinitésimal de longueur l et de courant I_m représenté sur la figure 1.2 sont données dans [8], [9] par les relations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} E_r = E_\theta = 0; H_\varphi = 0 \\ E_\varphi = -\frac{j\beta I_m l \sin\theta}{4\pi r} \left(1 + \frac{1}{j\beta r} \right) e^{-j\beta r} \\ H_r = \frac{I_m l \cos\theta}{2\pi Z_m r^2} \left(1 + \frac{1}{j\beta r} \right) e^{-j\beta r} \\ H_\theta = \frac{j\beta I_m l \sin\theta}{4\pi Z_m r} \left(1 + \frac{1}{j\beta r} - \frac{1}{(\beta r)^2} \right) e^{-j\beta r} \end{array} \right. \quad (1.7)$$

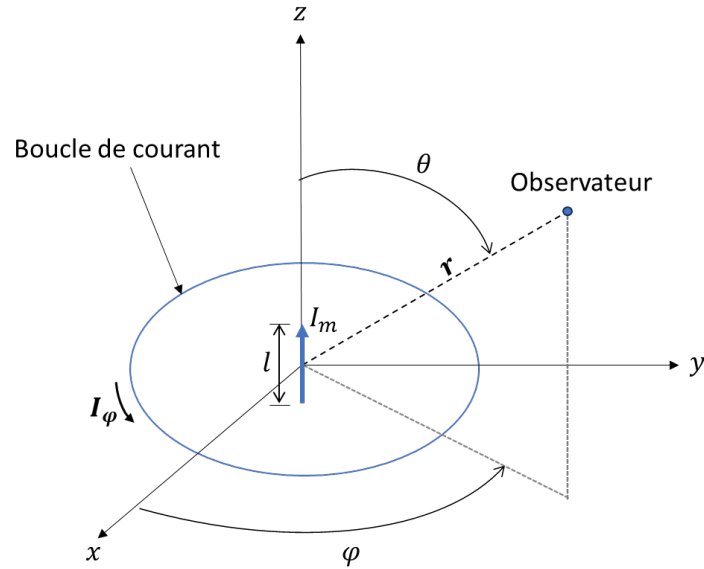


Fig. 1.2 : Boucle de courant équivalent à un dipôle magnétique de longueur l et de courant I_m

L'impédance d'onde issue d'un dipôle magnétique est donnée dans [8], [9] par la relation (1.8).

$$Z_{\omega_m} = \frac{E_\phi}{H_\theta} \quad (1.8)$$

En utilisant les expressions définies dans la relation 1.7, l'expression de Z_{ω_m} devient :

$$Z_{\omega_m} = -\frac{Z_m \left(\frac{j}{\beta r} + \frac{1}{(\beta r)^2} \right)}{\frac{j}{\beta r} + \frac{1}{(\beta r)^2} - \frac{j}{(\beta r)^3}} \quad (1.9)$$

En champ proche ($\beta r \ll 1$), $Z_{\omega_m} \approx -jZ_m\beta r$

En champ lointain ($\beta r \gg 1$), $Z_{\omega_m} \approx Z_m$ et si le milieu de propagation du champ électromagnétique est le vide, on a ici aussi : $|Z_{\omega_m}| = Z_0 = 120\pi \Omega$.

On remarque qu'indépendamment du type de source, le module de l'impédance d'onde électromagnétique se propageant dans le vide en champ lointain est une constante et vaut $Z_0 = 120\pi (\Omega)$. En champ proche, la composante électrique du champ électromagnétique est prédominante lorsque ce dernier est issu d'un dipôle électrique et la composante magnétique est prédominante lorsqu'il est issu d'un dipôle magnétique. Le champ électromagnétique sera donc désigné par sa composante dominante en champ proche.

L'évolution du module de l'impédance d'onde en fonction de la fréquence est représentée sur la figure 1.3. On remarque que l'impédance d'onde en champ proche issue d'un dipôle magnétique reste inférieure à l'impédance d'onde issue d'un dipôle électrique : on qualifie l'impédance d'onde magnétique d'impédance faible [9].

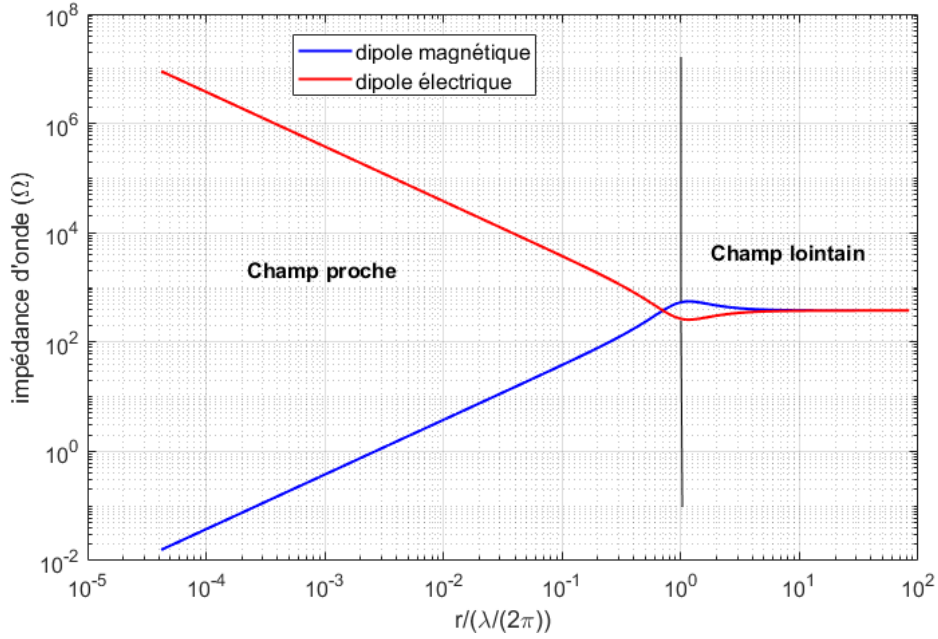


Fig. 1.3 : Évolution de l'impédance d'onde en fonction de la distance source - cible

En pratique, un dipôle magnétique est représenté par une boucle de courant (fig. 1.2). Les expressions des composantes électriques et magnétiques du champ électromagnétique généré par une boucle de courant de rayon a , parcourue par un courant constant I_φ , sont égales à celle d'un dipôle magnétique infinitésimal de moment magnétique $I_m l$ où I_m est le courant « magnétique spatial » si la condition décrite par l'équation (1.10) est satisfaite [8, p. 237], c'est-à-dire lorsque les deux sources ont le même moment magnétique.

$$j\pi a^2 \omega \mu_0 I_0 = I_m l \quad (1.10)$$

Lorsque l'égalité (1.10) n'est pas satisfaite, l'impédance d'onde générée par une boucle de courant n'est pas égale à celle décrite par la relation (1.9). L'impédance d'onde issue d'une boucle de courant de rayon a et située à une distance z de la cible placée sur l'axe de la boucle est donnée dans [10] par la relation (1.11).

$$Z_{\omega_m} = j\omega \frac{\mu_0(a^2 + z^2)}{z} * \frac{1 + jk_0\sqrt{a^2 + z^2}}{3 + 3jk_0\sqrt{a^2 + z^2} - k_0^2(a^2 + z^2)} \quad (1.11)$$

D'autres expressions comme celle proposée dans [11] (Eq. 1.12) permettent d'évaluer l'impédance d'une onde électromagnétique indépendamment de sa source.

$$Z_\omega = -j\omega\mu_0 H_z \left(\frac{\partial H_z}{\partial z} \right)^{-1} \quad (1.12)$$

1.2 Mécanismes et techniques de blindage électromagnétique

L'efficacité d'un écran de blindage électromagnétique (SE) est le rapport entre l'intensité du champ électromagnétique en un point ou domaine en l'absence de cet écran et l'intensité du champ électromagnétique en ce même point ou domaine en présence de l'écran. En champ lointain, elle est définie comme le rapport de l'intensité du champ électromagnétique arrivant sur l'écran de blindage et de l'intensité du champ électromagnétique transmis au-delà du blindage [9]. Dans cette thèse, la première définition est celle qui a été retenue pour l'évaluation de l'efficacité de blindage des matériaux élaborés.

1.2.1 Techniques de blindage électromagnétique

On distingue deux approches pour le blindage électromagnétique :

- Le blindage électromagnétique actif [12]–[14] : il est constitué d'un circuit électrique qui génère un flux électromagnétique s'opposant au flux électromagnétique perturbateur. Ce système est généralement utilisé pour l'atténuation du champ magnétique grâce à une boucle active [14]. Une boucle active est une bobine dans laquelle un courant alternatif est injecté par une source externe de telle sorte que le champ magnétique généré par la boucle s'oppose au champ perturbateur, ce qui se traduit par un champ magnétique atténué dans la zone d'intérêt. Un système équivalent est également proposé pour l'atténuation du champ électrique [15]. Ces systèmes sont peu onéreux mais complexe à mettre en œuvre [13], [14].
- Le blindage électromagnétique passif : il est constitué d'une barrière en métal ou en matériau composite enveloppant la région que l'on souhaite protéger des perturbations externes ou dont on veut confiner les émissions de champ. Le mécanisme par lequel le champ électromagnétique perturbateur est atténué dans le cas de l'utilisation d'un blindage passif va dépendre de son impédance d'onde [16].

Des études ont montré qu'une combinaison d'un blindage actif au blindage passif permet d'atténuer significativement le champ perturbateur pour la protection des systèmes à forte susceptibilité électromagnétique [17].

Dans cette revue de la littérature, nous nous intéresserons particulièrement au mécanisme de blindage électromagnétique passif qui fait l'objet de cette thèse.

1.2.2 Blindage électromagnétique passif

Deux types de pertes sont rencontrées par une onde électromagnétique qui illumine une surface métallique. L'onde est partiellement réfléchi à l'interface du blindage en raison de la différence d'impédance du milieu de propagation en amont du blindage et du matériau constituant le blindage. La partie non réfléchi de l'onde est atténuée lorsqu'elle traverse le blindage par cession d'une partie de l'énergie de l'onde à la matière constituant ce blindage. Lorsque l'onde atteint l'interface arrière, une partie de l'onde traverse le matériau de blindage et le reste est réfléchi, ce qui génère un nombre infini de réflexions entre les deux interfaces du blindage. En conséquence, l'efficacité d'un écran de blindage plan solide et sans ouverture est

égale à la somme des pertes par absorption (A), des pertes par réflexion (R) et d'un facteur de correction (B) pour tenir compte des réflexions multiples dans le blindage comme illustré sur la figure 1.4. L'efficacité totale du blindage peut donc s'écrire comme suit :

$$SE(dB) = A + R + B \quad (1.13)$$

avec :

$$\begin{cases} A = 20 \log_{10} |e^{\gamma l}| \\ R = 20 \log_{10} \left| \frac{1}{1 - \rho^2} \right| \\ B = 20 \log_{10} |1 - \rho^2 e^{-2\gamma l}| \end{cases} \quad (1.14)$$

l désigne l'épaisseur du blindage, γ la constante de propagation de l'onde dans le milieu et ρ la réflexivité du matériau constituant l'écran de blindage. Ces deux dernières grandeurs ont pour expression :

$$\gamma = \sqrt{j\omega\mu(\sigma + j\omega\epsilon)} \quad (1.15)$$

$$\rho = \frac{Z_m - Z_\omega}{Z_m + Z_\omega} \quad (1.16)$$

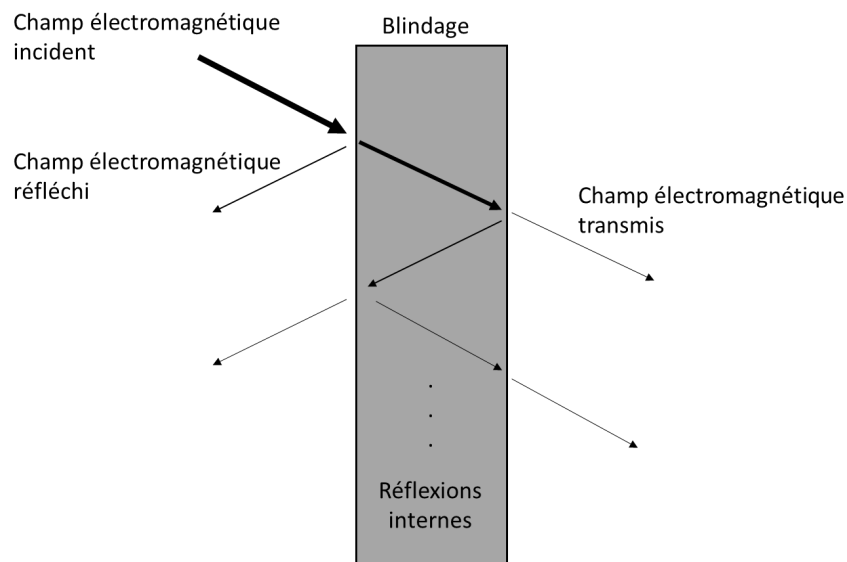


Fig. 1.4 : Mécanisme de blindage électromagnétique

Cette décomposition de l'efficacité de blindage en trois termes est connue sous le nom de décomposition de Schelkunoff [18]. Elle a été étendue aux blindages multicouches par Schulz et al. [19]. Dans le cas d'un écran de blindage constitué de n couches de matériaux conducteurs électriques, l'expression de chaque terme de la décomposition de Schelkunoff devient :

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 20 \log_{10} \left| \prod_{i=1}^n e^{\gamma_i l_i} \right| \\ R = 20 \log_{10} \left| \prod_{i=1}^{n+1} \frac{1}{1 + \rho_i} \right| \\ B = 20 \log_{10} \left| \prod_{i=1}^n (1 + \rho_i \Gamma_{i+1} e^{-2\gamma_i l_i}) \right| \end{array} \right. \quad (1.17)$$

Avec $\rho_i = \frac{z_i - z_{i-1}}{z_i + z_{i-1}}$ où z_i désigne l'impédance de la $i^{\text{ème}}$ couche de l'écran de blindage constitué de n couches et $z_0 = z_{n+1} = z_\omega$; $\Gamma_i = \frac{\rho_i + \Gamma_{i+1} e^{-2\gamma_i l_i}}{1 + \rho_i \Gamma_{i+1} e^{-2\gamma_i l_i}}$ et $\Gamma_{n+1} = \rho_{n+1}$.

Le facteur de correction B peut être négligé si les pertes par absorption sont supérieures à 9 dB ou si l'épaisseur de peau est négligeable devant l'épaisseur du blindage [20]. Ce facteur de correction est négatif.

Une autre expression (Équation 1.18) proposée par Moser [21] donne la valeur exacte de l'efficacité de blindage plan infini du champ magnétique issu d'une boucle de courant pour un matériau d'épaisseur l situé à une distance z de la boucle :

$$SE = 20 * \log_{10} \left(\frac{1}{4 * \mu_r} \left| \frac{\int_0^\infty \frac{x^2}{\tau_0} J_1(ax) e^{-\tau_0 z} dx}{\int_0^\infty \frac{x^2 \tau * J_1(ax) * e^{-\tau_0 z - (\tau - \tau_0) l}}{(\tau + \mu_r \tau_0)^2 - (\tau - \mu_r \tau_0)^2 * e^{-2\tau l}} dx} \right| \right) \quad (1.18)$$

Avec $\tau_0 = \sqrt{x^2 - \gamma_0^2}$ où γ_0 est la constante de propagation de l'onde électromagnétique dans le vide, $\tau = \sqrt{x^2 - \gamma^2}$ et $J_1(ax)$ désigne la fonction de Bessel du premier ordre. L'équation (1.18) n'est valable qu'en condition de champ proche. D'autres relations permettant d'évaluer analytiquement l'efficacité de blindage de quelques géométries simples ont été proposées dans la littérature [22]–[24].

1.3 Matériaux pour le blindage électromagnétique

En électronique, jusqu'à des fréquences de l'ordre de 1 MHz et pour une zone d'intérêt de diamètre inférieur ou égale à 1 mètre (distance source-victime < 1 m), on considère être dans une configuration de champ proche car la condition $\beta r \ll 1$ reste vérifiée. Dans ces conditions, on désignera le champ électromagnétique par champ électrique ou champ magnétique en fonction de la source. En conséquence, on parlera de blindage magnétique pour l'atténuation du champ magnétique et de blindage électrique pour l'atténuation du champ électrique. Pour des fréquences supérieures à quelques centaines de MHz, on se situera en condition de champ lointain et dans ce cas on parlera de blindage électromagnétique ou d'atténuation d'onde plane.

1.3.1 Atténuation du champ électromagnétique lointain

Le mécanisme principal contribuant à l'atténuation d'une onde plane est la réflexion [25]. Pour qu'il y ait réflexion, le blindage doit être pourvu de porteurs de charge (électron ou trou) qui interagissent avec le champ électromagnétique. Les métaux conducteurs électriques sont donc de loin les matériaux les plus appropriés pour le blindage électromagnétique. Ils atténuent le champ lointain perturbateur par réflexion grâce à leurs électrons libres. En fonction des applications, les métaux sont utilisés sous la forme de feuilles ou sous la forme de revêtements métalliques réalisés par dépôt électrolytique ou par dépôt chimique [26]–[29].

Le second mécanisme contribuant à l'atténuation d'une onde plane est l'absorption. Ce mécanisme n'est efficace que pour des matériaux ayant un dipôle électrique et/ou magnétique qui interagit avec le champ électromagnétique. Les matériaux ayant une constante diélectrique élevée et les matériaux à grande perméabilité magnétique relative sont ceux qui maximisent l'atténuation par absorption [30]. Les pertes par absorption dans les matériaux à grande perméabilité magnétique relative peuvent être augmentées en réduisant le nombre de parois du domaine magnétique par l'utilisation des multicouches de films magnétiques [31].

Les pertes par réflexion dans les métaux sont fonction du ratio σ/μ_r et les pertes par absorption du produit $\sigma * \mu_r$.

Bien que les métaux soient très efficaces pour le blindage électromagnétique, ces derniers ont cependant une densité massique élevée, ils peuvent être sujets à la corrosion, sont rigides et coûteux [32]. Dans certaines applications, les métaux sont alors remplacés par des matériaux composites qui peuvent être plus légers et plus résistants à l'oxydation [32], [33]. Un composite est un matériau multi-phasé formé d'une combinaison de matériaux qui diffèrent par leur composition ou leur forme, conservent leurs propres propriétés chimiques et physiques et sont dotés d'une forte capacité d'interpénétration et d'adhésion. Les différents constituants agissent de concert pour fournir des caractéristiques spécifiques améliorées qui ne peuvent être obtenues par aucun des composants d'origine agissant seuls [34]. Les composites les plus utilisés pour des applications de blindages électromagnétiques sont constitués de polymères renforcés ou de fibres de carbones [25]. Leur efficacité de blindage est généralement améliorée par un processus de revêtement avec un matériau conducteur [32], [35], ou en renforçant les matrices polymères avec des charges conductrices [36].

1.3.2 Atténuation du champ électromagnétique en champ proche

Tout comme en champ lointain, les métaux sont les matériaux les plus utilisés pour le blindage électromagnétique en champ proche [9]. Cependant, le choix du métal dépendra de la composante dominante du champ électromagnétique perturbateur. Considérons la figure 1.5 montrant l'évolution des efficacités de blindage électrique et magnétique en fonction de la fréquence calculées sous Matlab pour quelques matériaux en utilisant la décomposition de Schelkunoff. Le blindage considéré a une épaisseur de 1 mm et les matériaux considérés sont : le cuivre ($\sigma = 59 \text{ MS/m}, \mu_r = 1$), l'aluminium ($\sigma = 36 \text{ MS/m}, \mu_r = 1$), le nickel

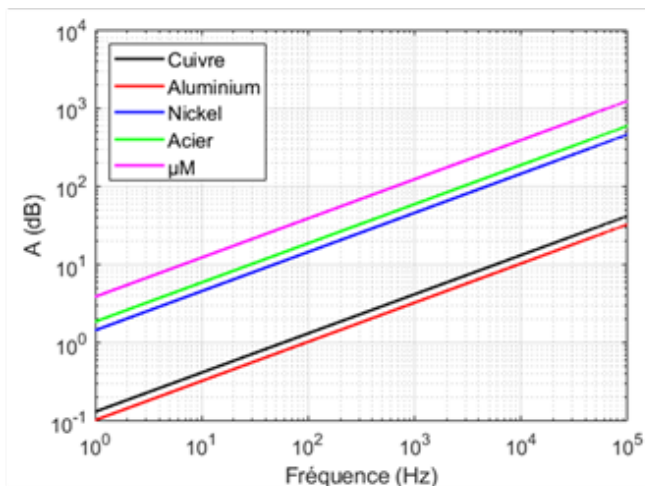
($\sigma = 11.8 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 600$), l'acier ($\sigma = 5.9 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 2000$), et le mumétal ($\sigma = 1.7 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 30000$) [9, p. 734].

L'analyse des figures 1.5a, 1.5b, 1.5c et 1.5d révèle qu'en très basses fréquences ($f < 100 \text{ Hz}$), l'efficacité de blindage en champ proche d'un matériau est essentiellement liée aux pertes par réflexion (R+B) du champ incident.

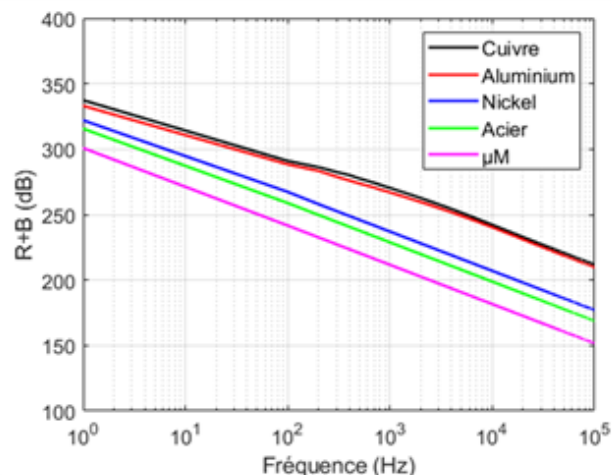
Dans le cas de l'atténuation d'un champ électrique perturbateur en basses fréquences ($f < 100 \text{ kHz}$), les figures 1.5a et 1.5b montrent que les matériaux bons conducteurs électriques (aluminium, cuivre) ainsi que les matériaux ferromagnétiques (acier, mumétal, nickel) sont suffisamment efficaces. Les pertes par réflexion du champ électrique (figure 1.5b) sont suffisantes pour qu'il soit significativement atténué (une efficacité de blindage de plus de 120 dB signifie une atténuation du champ perturbateur par un facteur de plus de 10^6). Cela est due à l'impédance très élevée du champ électrique entraînant une désadaptation accentuée de l'impédance de ce dernier à la première interface du métal, qui en général a une faible impédance. Cependant, pour un champ magnétique perturbateur, les pertes par réflexion sont faibles (figure 1.5d). En effet, le champ magnétique a une impédance faible, ce qui limite la désadaptation d'impédance à l'interface du matériau.

L'absorption est indépendante de l'impédance du champ incident. Il en résulte que pour un même matériau, les pertes par absorption sont identiques pour un champ magnétique et pour un champ électrique (figures 1.5a et 1.5c). L'épaisseur de peau (δ) est l'épaisseur de l'écran de blindage nécessaire pour atténuer de 63% le champ ayant traversé sa première interface. Cette épaisseur de peau étant inversement proportionnelle à la racine carrée de la fréquence du champ perturbateur, il en résulte qu'en très basses fréquences ($f < 100 \text{ Hz}$), la contribution des pertes par absorption à l'efficacité de blindage d'un matériau de faible épaisseur est très modeste.

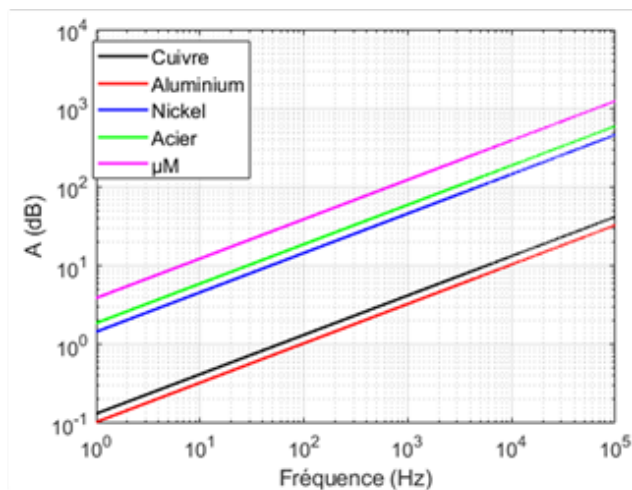
De l'analyse qui précède, il vient que l'atténuation du champ magnétique par réflexion et par absorption par un matériau conducteur électrique non ferromagnétique (Al, Cu) est donc faible pour $f < 100 \text{ Hz}$. La figure 1.5d relève alors la nécessité de matériaux à grande perméabilité magnétique (alliage de fer et/ou de nickel) pour assurer une efficacité de blindage significative pour $f < 100 \text{ Hz}$. Grâce à leur perméabilité magnétique élevée, ces matériaux ferromagnétiques doux ont la capacité de canaliser le champ magnétique et donc de le dévier de la zone à protéger.



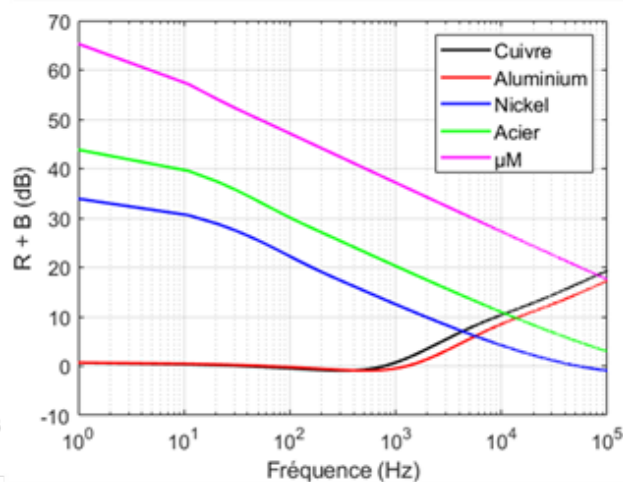
a) Absorption – Champ électrique



b) Réflexion – Champ électrique



c) Absorption – Champ magnétique



d) Réflexion - champ magnétique

Fig. 1.5 : Évolution des pertes contribuant à l'efficacité de blindage magnétique et électrique en fonction de la fréquence pour quelques matériaux

Dans [16], il a été montré que pour un même matériau, les pertes par réflexion pour un champ perturbateur électrique sont supérieures aux pertes par réflexion d'une onde plane comme illustré sur la figure 1.6. Étant donné que les pertes par réflexion constituent le mécanisme dominant pour l'atténuation d'une onde plane en basses et moyennes fréquences, elles le sont aussi pour l'atténuation du champ électrique. En conséquence, les matériaux efficaces pour l'atténuation d'une onde plane (aluminium, cuivre, acier, ...) le sont aussi pour l'atténuation du champ électrique.

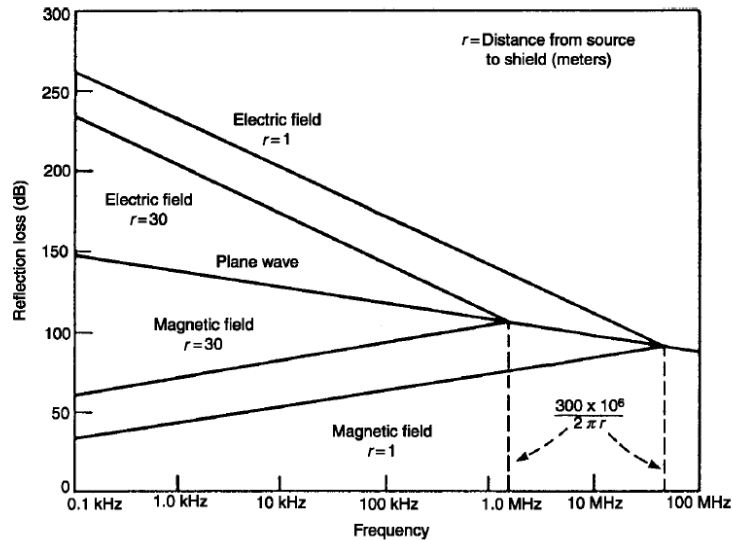


Fig. 1.6 : Pertes par réflexion du champ électrique et du champ magnétique en champ proche en fonction de la fréquence pour un écran de blindage en cuivre [16, p. 173]

Ces résultats permettent de conclure que pour $f < 10$ kHz, l'efficacité de blindage magnétique d'un matériau conducteur électrique (magnétique ou non) est négligeable devant son efficacité de blindage électrique. En conséquence, il est plus difficile d'atténuer le champ magnétique que d'atténuer le champ électrique sur cette gamme de fréquence. Ces résultats sont conformes à la littérature [9], [16], [37].

1.3.3 Atténuation du champ magnétique

La figure 1.7 illustre les deux mécanismes qui permettent l'atténuation du champ magnétique [9], [38] :

- La canalisation du flux : le champ magnétique (H) est canalisé dans un matériau ferromagnétique doux (zone hachurée) grâce à la grande perméabilité magnétique de ce dernier. Le champ magnétique perturbateur est alors détourné de la zone protégée par le blindage (figure 1.7a).

- L'annulation par courants de Foucault : un champ magnétique variable dans le temps induit un courant électrique dans un matériau conducteur électrique (I_{ind}), qui produit un champ magnétique (ψ_{ind}) s'opposant au champ magnétique d'origine (fig. 1.7b).

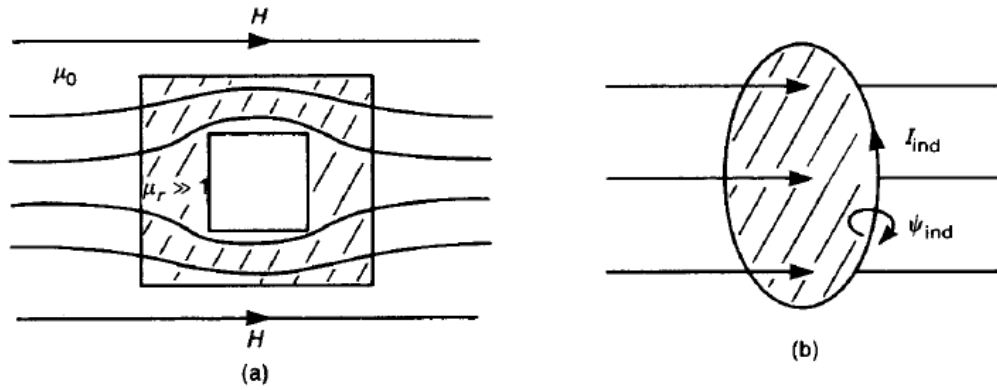


Fig. 1.7 : Deux mécanismes permettant l'atténuation du champ magnétique [9, p. 743]

Le mécanisme d'annulation par courants de Foucault est efficace pour l'atténuation du champ magnétique à hautes fréquences (fréquences pour lesquelles l'épaisseur de peau est négligeable devant l'épaisseur du blindage), tandis que le mécanisme de canalisation des flux est efficace en statique et pour les très basses fréquences (lorsque l'épaisseur de peau est supérieure à l'épaisseur du blindage) [9, pp. 742–745]. En conséquence, en basses fréquences (DC – 100 kHz), les matériaux à grande perméabilité magnétique (acier électrique à grains orientés, mumétal, permalloy...) assurent une efficacité de blindage bien supérieure à celle des matériaux bons conducteurs électriques (aluminium, cuivre) comme l'illustre la figure 1.8. De plus, l'efficacité de blindage augmente avec la perméabilité magnétique relative du matériau car plus la perméabilité est grande, plus la reluctance du blindage est faible et donc la capacité à attirer les lignes de champ est plus élevée.

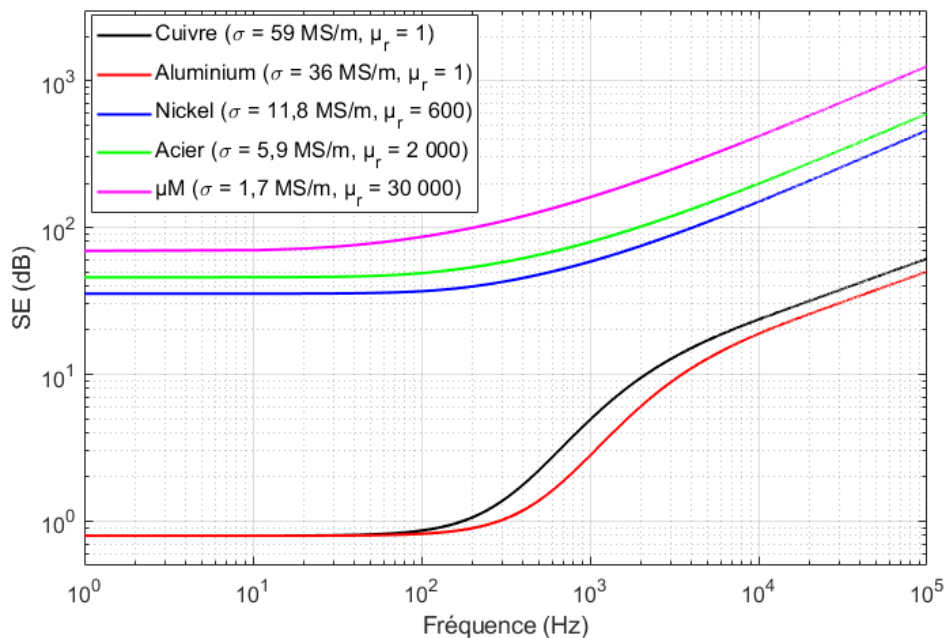


Fig. 1.8 : Évolution de l'efficacité de blindage magnétique en fonction de la fréquence pour quelques matériaux d'épaisseur 1 mm, calculée sous Matlab

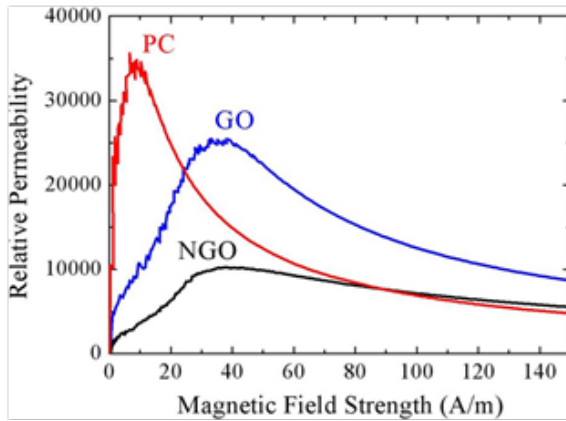
Pour le blindage magnétique basses fréquences, les alliages de fer - nickel ou de fer – silicium, dotés d’une grande perméabilité magnétique, sont les plus utilisés [38]–[40]. Cependant, ces alliages présentent quatre faiblesses majeures :

- Leur perméabilité magnétique dépend de l’intensité du champ magnétique perturbateur (fig. 1.9a et 1.9b) [38], [39], [41], [42]. Dans [42], il a été établi que la perméabilité différentielle d’un matériau magnétique est donnée par la relation :

$$\mu(H) = \frac{dB(H)}{dH} = \mu_s + \frac{B_s}{H_c} e^{-\frac{|H|}{H_c}} \quad (1.19)$$

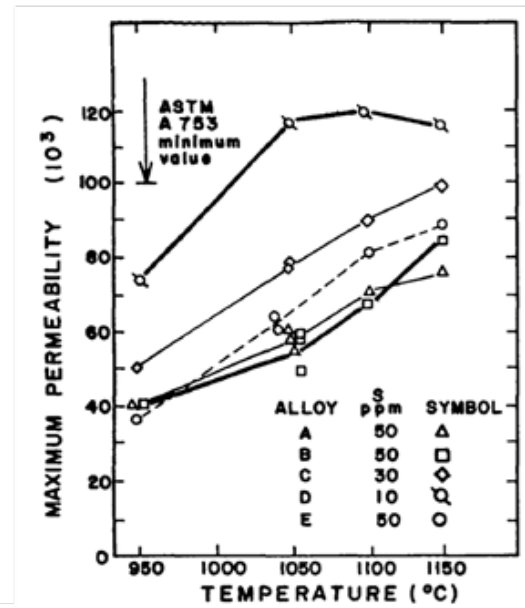
où B_s est l’induction à saturation, H_c le champ coercitif et μ_s la perméabilité magnétique à saturation du matériau. L’équation (1.19) implique que la perméabilité magnétique de ces matériaux décroît exponentiellement lorsque $H > H_c$.

- Leur perméabilité décroît avec la fréquence (fig. 1.9b) [16], [39].
- Leur perméabilité magnétique peut se dégrader lorsqu’ils sont soumis à des contraintes mécaniques [43] et est fonction du traitement thermique subi (fig.1.9c) [16], [43]–[45].
- Ils sont très onéreux [41] par rapport aux matériaux à faibles perméabilité magnétique comme certains aciers.



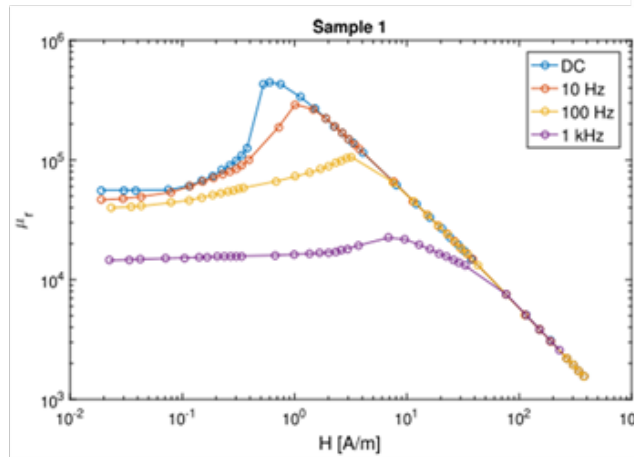
a)

PC = Permalloy, GO = Acier électrique à grains orientés,
NGO = Acier électrique à grains non orientés



c)

Matériau étudié : Fe 47.5%Ni



b)

Matériau étudié : μ M (15% Fe, 80% Ni, 5% Mo, 0.3–0.5% Mn et 0.1–0.4% Si)

Fig. 1.9 : Variation de la perméabilité magnétique en fonction de : a) l'intensité du champ magnétique [41], b) l'intensité du champ magnétique et la fréquence [39] et c) la température de recuit [45]

1.4 Association de matériaux pour le blindage magnétique

De nombreuses études ont été menées soit pour :

- Compenser la perte en efficacité de blindage avec l'augmentation de l'intensité du champ magnétique en raison de la chute de la perméabilité relative [41], [46]–[49],
- Limiter la dégradation de la perméabilité relative des matériaux ferromagnétiques due à des contraintes mécaniques [50]–[59] en utilisant des matériaux composites,
- Compenser la décroissance de la perméabilité lorsque la fréquence augmente en associant des matériaux magnétiques et des matériaux conducteurs ou des supraconducteurs [60]–[72].

1.4.1 Associations de matériaux ferromagnétiques

Lee *et al.* [41] ont proposé une combinaison effective de matériaux ferromagnétiques pour le blindage magnétique à 60 Hz. Ils ont montré qu'une combinaison d'un matériau à faible perméabilité magnétique avec une induction à saturation élevée et d'un matériau à grande perméabilité magnétique et à faible induction à saturation permet d'assurer une efficacité de blindage sur une large bande d'intensités de champ magnétique perturbateur. Une étude similaire avait conduit aux mêmes conclusions dans le cas du blindage magnétique de câbles triphasés [46]. Cette combinaison permet de faire fonctionner le matériau à grande perméabilité magnétique à son point de fonctionnement optimal. Koroglu *et al.* [47] se sont plutôt intéressés aux potentialités des multicouches composés de matériaux à faible perméabilité magnétique mais moins chers pouvant se substituer à des matériaux à grande perméabilité magnétique plus coûteux. Ma *et al.* [48] ont élaboré par électrodéposition de nickel sur un substrat de fer, un trilame FeNi/Fe/FeNi pour le blindage géomagnétique. Le trilame obtenu est 7 fois plus efficace pour l'atténuation du champ magnétique terrestre que le substrat de fer seul (figure 1.10). Bien que les performances de ce trilame soient intéressantes, ses potentialités pour le blindage magnétique basses et moyennes fréquences n'ont pas été étudiées.

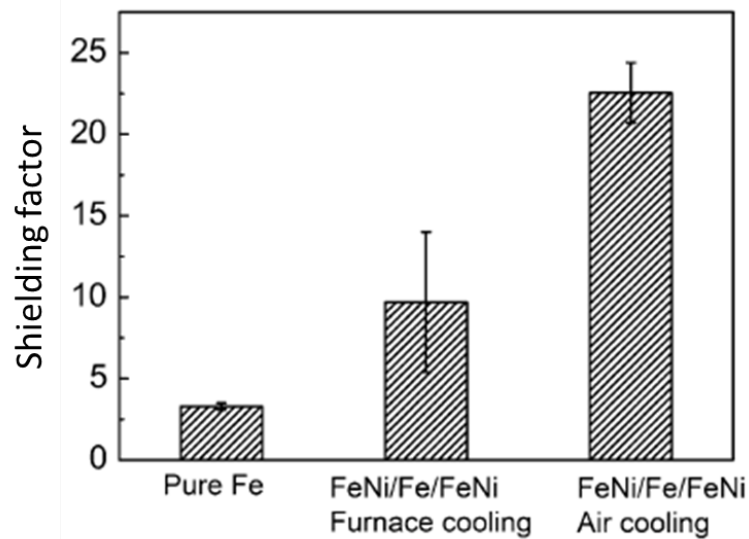


Fig. 1.10 : Facteur de blindage $SF = \frac{B_{\text{sans blindage}}}{B_{\text{avec blindage}}}$ du trilame FeNi/Fe/FeNi obtenu par électrodépôt du nickel sur du fer [48]

Dans [49], l'intérêt de la superposition de films de μM et de ferrites pour l'atténuation d'un champ magnétique de faible intensité a été démontré. Non seulement une telle combinaison permet d'améliorer le facteur de blindage de 13,2%, mais elle réduit également de 21% le bruit magnétique généré par les tôles de μM . Cette étude s'est intéressée à l'atténuation d'un champ magnétique de faible intensité (moins de $2 \mu\text{T}$) et pour des fréquences inférieures à 100 Hz.

1.4.2 Matériaux composites

Outre l'association de plusieurs matériaux ferromagnétiques formant des multicouches, les composites sous forme de fibres, de revêtement ou de mousses ont été développés pour le blindage magnétique. Yoo *et al.* [50] ont élaboré un composite amorphe élastique et flexible par la méthode de filage par fusion pour l'atténuation du champ magnétique sur une bande de fréquences de 10 kHz à 1 GHz. Ils ont montré que la répartition des fibres de fer et leur orientation dans le composite affecte significativement son efficacité de blindage. Cependant, leurs résultats montrent qu'un tel composite a une efficacité de blindage faible à basses fréquences. Nedjem *et al.* [51] ont quant à eux superposé par galvanoplastie des polymères diélectriques et des nanotubes de carbone renforcés par du nickel, du fer ou du cuivre pour obtenir un composite pour le blindage magnétique sur une large bande de fréquences (10 Hz à 100 MHz). D'après les résultats de leurs travaux, ce type de matériaux est efficace pour l'atténuation du champ magnétique sur une large bande de fréquences grâce à la qualité de chacun des constituants du composite. Toutefois l'atténuation du champ magnétique à basses fréquences ($f < 100$ kHz) par ces composites reste faible. Zubar *et al.* [52] ont proposé le revêtement d'un substrat cylindrique d'aluminium par un polymère dopé par une phase à haute perméabilité magnétique (permalloy) pour lui permettre de posséder d'excellentes propriétés de blindage magnétique statique. Le facteur de blindage magnétique d'un tel revêtement augmente avec la taille des grains de l'alliage ferromagnétique et dépend également des conditions de sa fabrication (P0, P1, P0.1 et P0.01 figure 1.11). Toutefois, le blindage ainsi formé reste dépendant du phénomène de saturation magnétique du matériau comme l'illustre un de leurs résultats présenté sur la figure 1.11. Dans le même ordre d'idées, d'autres composites pouvant servir de revêtements pour l'atténuation du champ magnétique statique ou à très basses fréquences ont été proposés [53], [54]. C'est le cas des travaux présentés dans [53] dans lesquels un revêtement constitué d'alliage amorphe et nanocristallin ($\text{Fe}_{73.5}\text{Cu}_8\text{Nb}_3\text{Si}_{13.5}\text{B}_9$) a été proposé et permet d'assurer une efficacité de blindage de 10 à 12 dB en DC pour une épaisseur de 0.45 mm. Le blindage magnétique sous forme de revêtement présente l'énorme avantage d'être applicable aux formes complexes de blindage magnétique grâce à leur capacité à épouser la forme du blindage.

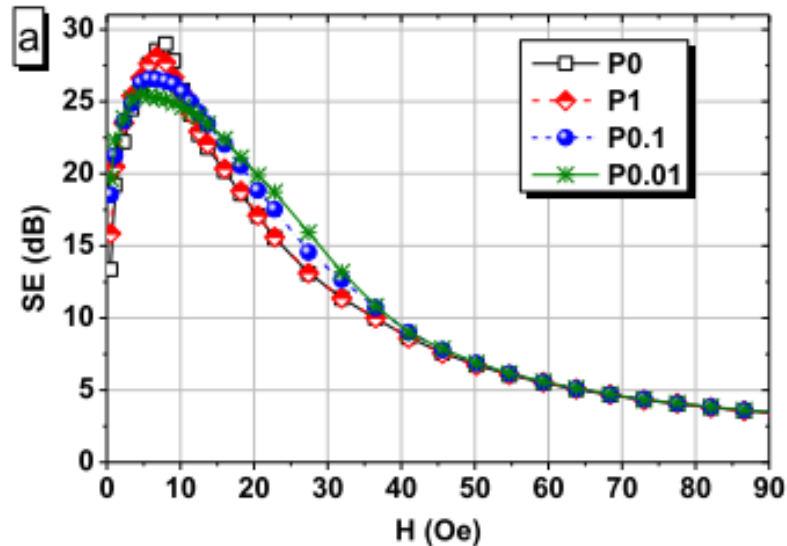


Fig. 1.11 : Efficacité de blindage des échantillons élaborés en fonction de l'intensité du champ magnétique [52]

Des mousses métalliques ont également été proposées pour le blindage magnétique [55]–[57]. Elles présentent l'avantage d'être légères, résistantes à la corrosion et utilisables pour l'atténuation de champ magnétique et électromagnétique sur un large spectre de fréquences (10 kHz - 40 GHz). C'est l'exemple des mousses à base de FeNi à pores ouverts élaborées par Huang *et al.* [57] pour le blindage magnétique de 30 kHz à 1.5 GHz. L'efficacité de blindage de ces mousses métalliques dépend de leur porosité et de la taille des pores.

Une revue de la littérature sur des matériaux composites pour le blindage magnétique est proposée dans [32], [58], [59]. Au terme de leur revue de littérature sur ces matériaux, Xu *et al.* [59] ont conclu que les matériaux composites polymères, les mousses et les revêtements sont particulièrement efficaces pour l'atténuation de champ magnétique de fréquences supérieures au MHz et peu efficaces pour des fréquences en dessous de 100 kHz.

1.4.3 Association de matériaux conducteurs électriques et de matériaux ferromagnétiques

En 1987, Rikitake *et al.* [73] se sont intéressés à l'efficacité de blindage magnétique d'un bimétal constitué d'une superposition de couches de matériaux magnétiques et de matériaux conducteurs électriques. Ils ont montré que la canalisation du flux à travers les matériaux à haute perméabilité et la réorientation du flux magnétique due aux courants induits dans les matériaux conducteurs électriques, peuvent chacun contribuer de manière significative à l'efficacité de blindage magnétique de ce type de multicouches. De plus, la multiplication des interfaces internes contribue au gain en efficacité de blindage de ces multicouches. Plus tard, Hoberg *et al.* [74] abondant dans le même sens, ont montré l'intérêt du nombre de paires de couches où chaque paire de couche est constituée d'un matériau conducteur (aluminium) et d'un matériau magnétique doux (acier) sur l'efficacité de blindage du multicouche. A iso-épaisseur, les écrans de blindage bimétalliques formés constitués d'au moins 4 paires de

couches ont un facteur de blindage 15 fois supérieur au meilleur des matériaux le constituant. Leur étude a révélé qu'il n'y avait pas d'intérêt de former un multicouche composé de plus de 6 paires de couches d'aluminium et d'acier pour le blindage magnétique à 60 Hz comme l'illustre la figure 1.12a. Ils se sont également intéressés à l'intérêt d'espacer les couches. Leur résultat présenté à la figure 1.12b montre que pour les matériaux considérés et pour un champ perturbateur à 60 Hz, un faible espacement entre les couches n'améliore pas le facteur de blindage.

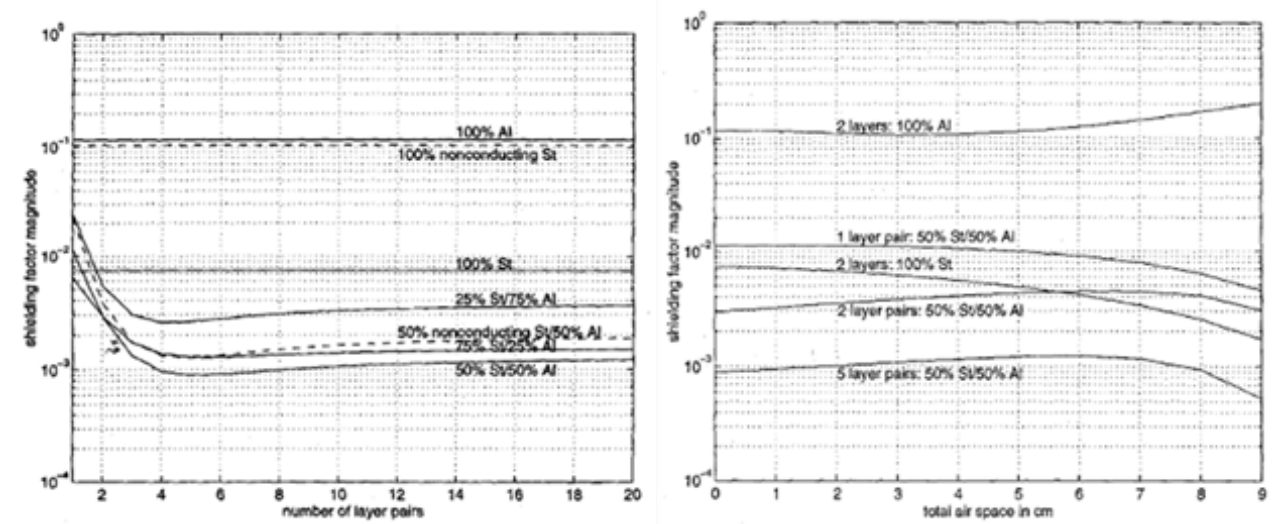


Fig. 1.12 : a) Evolution du facteur de blindage en fonction du nombre de paires de couches d'aluminium (Al) et d'acier (St) b) et impact de l'espacement entre les paires de couches sur le SF [74]

L'intérêt de la superposition des couches d'aluminium ou de cuivre et de permalloy ou de μ -métal pour la construction de chambres magnétiquement blindées a fait l'objet de plusieurs études et brevets [75]–[78]. C'est l'exemple de la chambre construite au Massachusetts Institute of Technology [75] constituée de 3 couches d'alliage de fer nickel et 2 couches d'aluminium ou du brevet US4890083A décrivant les performances d'une chambre blindée constituée du multicouche cuivre / Permendur (49Co49Fe 2V) / 49(49 Ni 50. Fe 1.0-0.5 Si) / 80(80Ni15Fe5Mo) / cuivre [76]. Yamazaki *et al.* [77], [78] ont montré par simulation numérique la plus-value de la superposition des tôles de μ -métal et d'aluminium pour la construction d'une chambre magnétiquement blindée. Ils se sont intéressés à l'ordre de superposition des couches et de l'espacement entre les différentes couches. Pour les matériaux considérés dans leur étude et pour une chambre magnétiquement blindée de forme parallélépipédique, la structure μ M / Al / μ M était la meilleure configuration et l'espacement entre les couches présentait ici aussi très peu d'intérêt sur son efficacité de blindage.

Dans les différentes études susmentionnées, les tôles sont simplement superposées ou portées par un support. Dans le cas des boîtiers électroniques servant de blindage magnétique, il est nécessaire de fabriquer un matériau multicouche avec une bonne adhérence entre les couches pour satisfaire les contraintes mécaniques et/ou thermiques (mise en forme du boîtier,

blindage soumis aux vibrations...). C'est dans cette perspective que Xiangyu *et al.* [79], [80] ont élaboré en 2016 par pressage à chaud un multicouche Fe/Al/Fe revêtue d'un dépôt de nickel. L'efficacité de blindage d'un tel multicouche s'est révélée bien supérieure à celle du fer pur. Afin d'élaborer un composite métallique léger avec une efficacité de blindage couvrant un large spectre de fréquences, Verstraete *et al.* [81], [82] ont élaboré par multi-colaminage à froid (Accumulative Roll Bonding, ARB) un composite constitué de tôles d'aluminium (Al6061) et d'acier IF pour le blindage magnétique (fig. 1.13a). Le multi-colaminage effectué a consisté au colaminage du trilame Al/Acier/Al (ARB0) suivi d'une découpe du trilame, de la superposition des deux bouts du trilame puis d'un second colaminage avec à chaque fois un taux de réduction de 50% (ARB1). Le processus peut être répété n fois (ARBn). L'intérêt de ce type de composites est la multiplication des interfaces internes du matériau améliorant ainsi sa réflectivité. Ils ont montré que l'augmentation du nombre de passes de laminage entraîne une réduction de l'efficacité de blindage du multicouche (fig. 1.14a). Cependant, l'apparition de la fragmentation de la couche d'acier après 4 passes (ARB3) entraîne une hausse du SE en basses fréquences. Ce type de composite a également été élaboré par Clérico *et al.* [83] par colaminage à froid pour l'obtention d'un trilame Al/Acier/Al (fig. 1.13b). En plus de l'intérêt d'associer un matériau conducteur à un matériau magnétique pour le blindage magnétique basses fréquences, le trilame élaboré a pour avantage d'être résistant à l'oxydation grâce aux couches externes du trilame en aluminium. Leur étude a montré que l'apparition de la fragmentation après un taux de réduction supérieur à 62% entraîne une baisse de l'efficacité de blindage du composite (figure 1.14.b). Ce résultat semble contredire celui de Verstraete *et al.* qui montre que l'apparition de fragmentations entraîne une hausse du SE du métal composite à basses fréquences. En réalité, les deux résultats ne sont pas contradictoires étant donné que le protocole expérimental n'est pas le même. En effet, Clérico *et al.* se sont intéressés à la fragmentation du trilame (3 couches) due à un taux de réduction élevé (supérieur à 67%) alors que Verstraete *et al.* ont vu apparaître la fragmentation à la troisième passe d'ARB c'est-à-dire dans une structure à 7 couches. Il en résulte deux composites métalliques dont les microstructures diffèrent d'où un impact différent de la fragmentation sur le facteur de blindage.

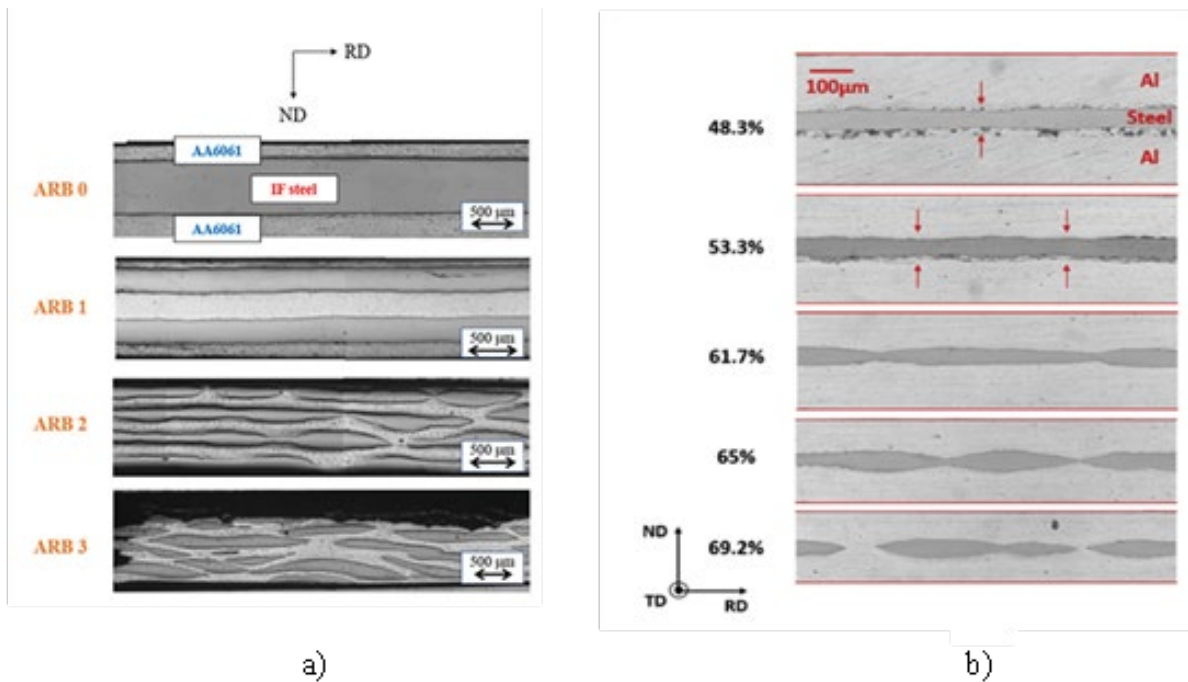
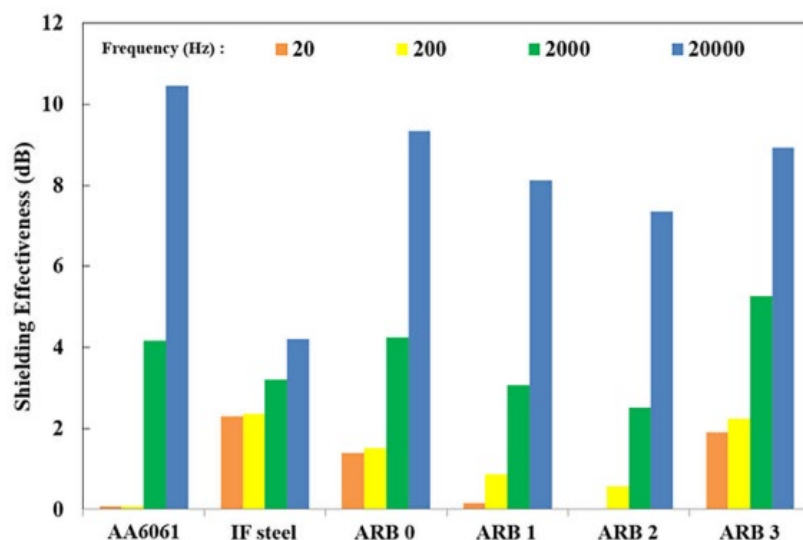


Fig. 1.13 : Structure du multicouche obtenu par : a) multi-colaminage (ARB) à froid de l'acier IF et de l'aluminium en fonction du nombre de passes [81] et b) colaminage à froid de l'acier DC 04 et de l'aluminium en fonction du taux de réduction [83].

Comparé à l'écran de blindage monocouche d'acier ou d'aluminium, les écrans bimétalliques obtenus par ARB ont une efficacité de blindage égale à une moyenne pondérée de celle de l'aluminium et de l'acier (ARB0, ARB3). Les matériaux obtenus après ARB1 et ARB2 sont peu intéressants pour le blindage magnétique. Dans le cas du trilame élaboré par Clérico *et al.*, un taux de réduction d'environ 50% permet au trilame d'assurer une efficacité de blindage en moyenne supérieure au meilleur des deux matériaux le constituant (fig. 1.14b). Cependant, ce trilame perd son intérêt si le taux de réduction est supérieur à 65%.



a)

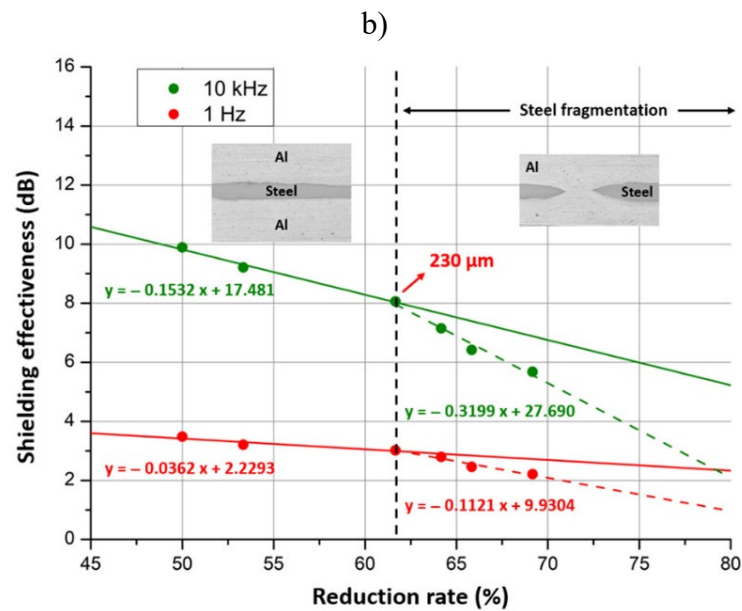
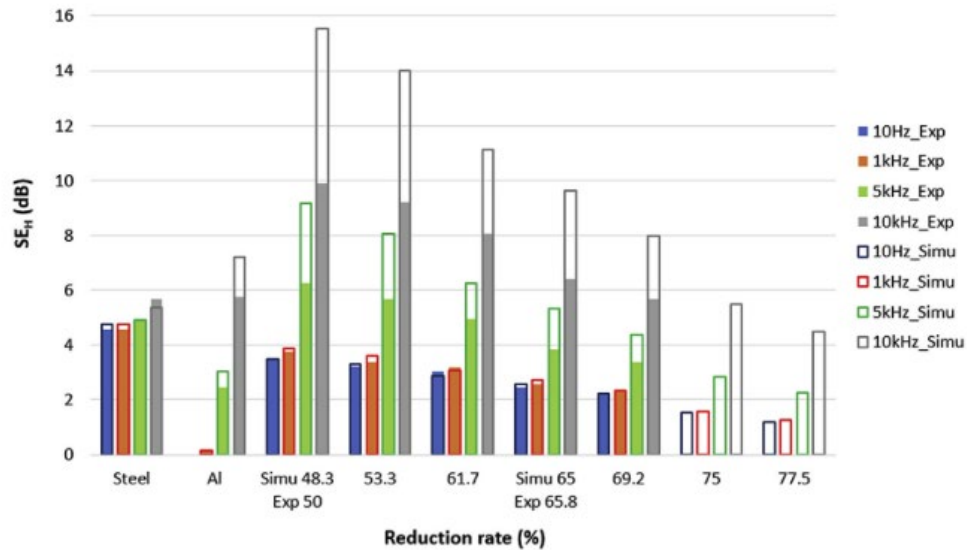


Fig. 1.14 : Evolution du facteur de blindage en fonction de la fréquence et a) du nombre de passes dans le cas du multi-colaminage à froid [81] et b) du taux de réduction dans le cas du colaminage à froid [83], c) Mise en exergue de l'efficacité de blindage en fonction du taux de réduction [37]

Le défi dans ce type d'élaboration de métaux composites par colaminage est de trouver un compromis entre l'adhérence des tôles et l'efficacité de blindage du composite. Les tests d'adhérence effectués sur le trilame Al/Acier/Al montrent que l'adhérence augmente avec le taux de réduction mais que l'efficacité de blindage est alors dégradée [84]. Cette baisse du SE avec le taux de réduction est très prononcée lorsque ce dernier est supérieur à 62% (Fig.1.14c) à cause de la détérioration de la perméabilité magnétique et de l'apparition de la fragmentation.

Toutefois, les résultats de Clérico *et al* montrent clairement l'intérêt d'un trilame Al/Acier/Al obtenu par colaminage à froid pour le blindage magnétique basses fréquences (du DC à 10 kHz) pour un taux de réduction inférieur à 60%. Cette nouvelle thèse s'inscrivant

dans la continuité des travaux de Clérico *et al*, le colaminage à froid est également la technique retenue pour l'élaboration de nouveaux écrans de blindages multicouches.

Le paragraphe suivant présente l'avantage de l'élaboration des multicouches par colaminage à froid et les différentes contraintes de cette technique de soudage à froid sur l'adhérence des tôles.

1.5 Colaminage

Le laminage est un procédé industriel de mise en forme par déformation plastique à froid [85] ou à chaud [86] des métaux. Cette déformation plastique est obtenue par passage continu du métal entre deux cylindres contrarotatifs d'un laminoir. Ceux-ci appliquent une compression au métal tout en réduisant son épaisseur conduisant ainsi à son allongement.

Le colaminage à froid est le laminage simultané à température ambiante de plusieurs tôles de mêmes matériaux ou de matériaux différents empilées afin d'atteindre, sous certaines conditions, leur adhérence [87]–[90]. Comparé aux autres techniques de soudage par fusion, le colaminage à froid est un procédé simple, peu énergivore et facilement automatisable [82, p. 20], [87], [88], [91]. Le colaminage peut être également utilisé pour le soudage à froid de nombreux métaux, même ceux qui ne peuvent pas être soudés par les techniques traditionnelles de soudage par fusion [90]. La figure 1.15 schématise le processus du colaminage retenu pour l'élaboration de nos multicouches.

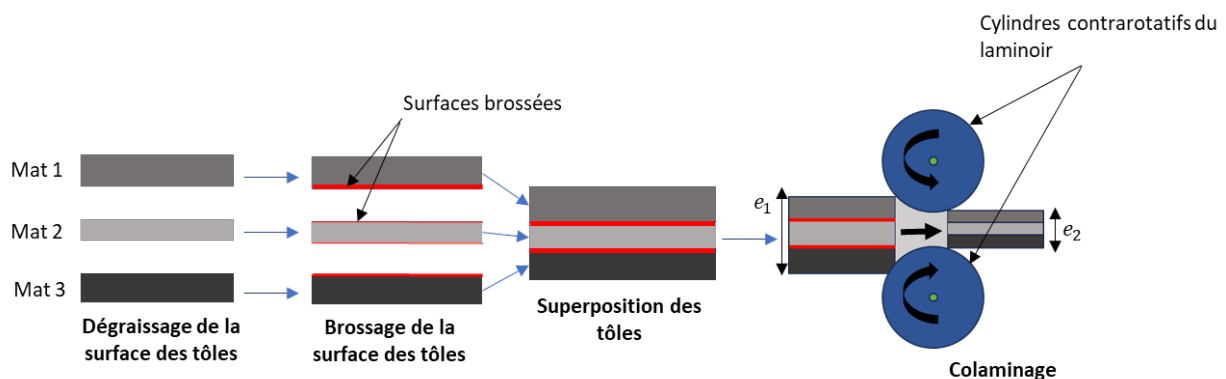


Fig. 1.15 : Processus de colaminage à froid des métaux

Ce processus commence par la préparation de la surface des tôles à souder (dégraissage et brossage de la surface des tôles) suivi d'une superposition de ces tôles dans l'ordre voulu et enfin de leur passage entre deux cylindres contrarotatifs. La nécessité de la préparation des tôles et son impact sur le mécanisme du colaminage seront développés plus loin.

1.5.1 Mécanisme du colaminage

Pour déterminer les paramètres optimaux de colaminage pour l'élaboration des multicouches, il est nécessaire de bien comprendre ce mécanisme de soudage à froid et les impacts des principaux paramètres associés. C'est dans cette perspective qu'une revue de littérature sur le colaminage est présentée dans ce paragraphe.

Noonan *et al.* [92] stipulent que, d'après la théorie de soudage des métaux, tous les métaux devraient se lier spontanément entre eux si les atomes sont rapprochés à une distance interatomique étroite. La force d'attraction nécessaire entre les ions et les électrons est atteinte lorsque l'espacement interatomique est inférieur à 2,86 Å dans le cas de l'aluminium.

Plusieurs théories expliquent les mécanismes participant à l'adhérence des tôles par colaminage à froid [90], [93]–[95]. Il s'agit entre autres de la théorie du film [90], [93], [95], de la théorie d'adhérence par diffusion [93], de la théorie de la barrière énergétique [96] et de la théorie de la recristallisation [97]. En effet, tous les métaux, à l'exception de l'or, présentent un film d'oxyde d'épaisseur variant de 20 à 100 Å à température ambiante [98]. La théorie du film soutient que la fragmentation de la couche d'oxyde et de contaminants présents à la surface des métaux permet aux surfaces métalliques vierges d'entrer en contact direct et de créer une liaison métallurgique. Toutefois, la théorie de la barrière énergétique [96] soutient que si les métaux de surfaces propres sont mis en contact, il n'y aura pas d'adhérence entre les tôles tant qu'une certaine barrière énergétique nécessaire pour provoquer la distorsion des réseaux cristallins des surfaces concomitantes n'est pas dépassée. Dans [96], il a été montré qu'un colaminage entre deux couches d'or dont une présente un dépôt d'aluminium n'entraîne pas d'adhérence malgré la présence et la fragmentation du film d'oxyde présent sur le dépôt d'aluminium. Ce résultat confirme donc que la fragmentation du film d'oxyde n'entraîne pas nécessairement le soudage des tôles lors du colaminage et qu'il faut donc dépasser une certaine barrière énergétique. Parks *et al.* [97] affirment que c'est par recristallisation que cette barrière énergétique peut être dépassée alors que Mitani *et al.* [93] soutiennent que c'est plutôt par diffusion que cette condition est satisfaite.

Plusieurs travaux de recherche s'accordent sur le fait que le processus de fragmentation extrusion soudage présenté sur la figure 1.16 est le mécanisme principal de soudage à froid des métaux par colaminage [90], [94], [95]. Après fragmentation de la couche superficielle d'oxyde (a) ou de la couche superficielle écrouie obtenue par brossage, une extrusion de la matière vierge apparaît entre les fragments (b) et permet le soudage des tôles (c). Cependant, comme nous le verrons par la suite, plusieurs paramètres peuvent influencer l'adhérence des métaux par colaminage.

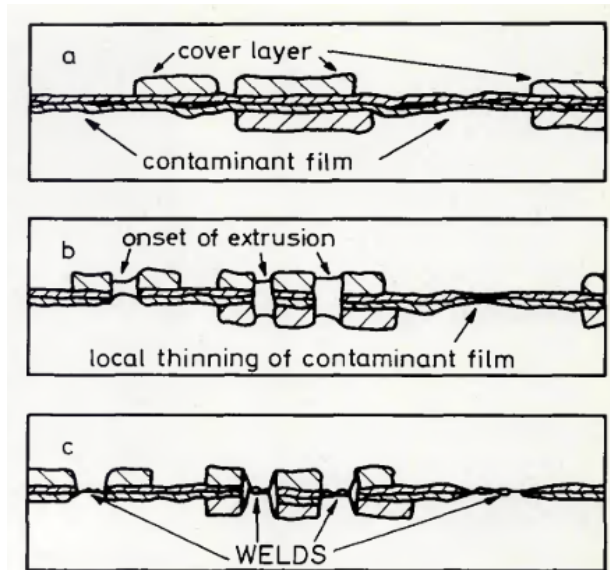


Fig. 1.16 : Mécanisme de fragmentation extrusion soudage entraînant l'adhérence des tôles par colaminage [90]

Le paragraphe suivant présente quelques paramètres du colaminage affectant l'adhérence des tôles.

1.5.2 Paramètres affectant l'adhérence des tôles

Li *et al.* [88] classent les paramètres affectant l'adhérence des tôles par colaminage en deux catégories : les paramètres de laminage et l'état de surface des tôles.

a. Les paramètres de laminage

Les paramètres de laminage regroupent ceux liés au laminoir ou à l'interaction laminoir et tôles à souder. Dans ce groupe de paramètres, le taux de réduction, image de la pression exercée par les cylindres contrarotatifs du laminoir sur les tôles à souder, est le paramètre le plus influent [99], [100]. Un taux de réduction élevé entraîne une fragmentation prononcée de la couche d'oxyde et de la surface écrouie d'une part et d'autre part génère une importante quantité de chaleur et crée des surfaces vierges des matériaux à souder. Le soudage est ensuite obtenu par affinité mécanique et atomique entre les interfaces des tôles [88]. Pour le colaminage à froid des métaux, il existe deux seuils de taux de réduction [83], [94], [99], [101], [102] : un premier seuil qui doit être dépassé pour que les tôles adhèrent et un deuxième seuil au-delà duquel le taux de réduction n'a plus d'effet significatif sur l'adhérence des tôles, mais entraîne la fragmentation du métal le plus dur. Entre les deux seuils, une augmentation du taux de réduction améliore significativement l'adhérence des tôles. La figure 1.17 illustre l'évolution de l'adhérence de quelques métaux en fonction du taux de réduction qui leur est appliqué. On remarque bien l'augmentation de l'adhérence des différents métaux considérés avec le taux de réduction. Dans le cas du colaminage des tôles d'aluminium, le seuil minimal du taux de réduction assurant l'adhérence des tôles est d'environ 35% [101]. Sur la figure 1.17, on peut relever que le taux de réduction minimal permettant l'adhérence des tôles pour les différents matériaux se situe généralement entre 40 et 60%.

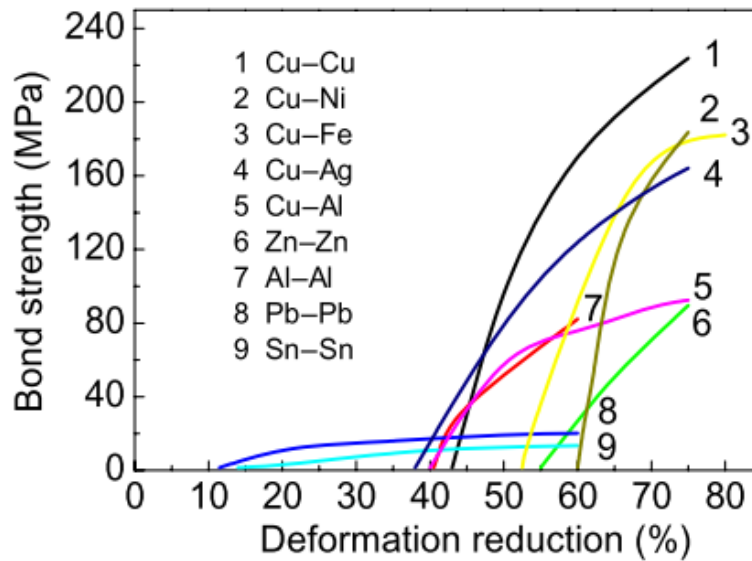


Fig. 1.17 : Évolution de l'adhérence de quelques tôles en fonction du taux de réduction [88]

La revue de la littérature présentée à la section 1.4.3 a montré que les strictions et les fragmentations résultantes du colaminage avec un taux de réduction important avait un impact non négligeable sur l'efficacité de blindage du multicouche. Des modèles ont été proposés dans [89], [103] pour la prédiction de l'apparition de la striction et de la fragmentation des couches internes pendant le colaminage. Ces modèles considèrent la loi d'écroutissage de Hollomon [104]. La figure 1.18 montre que le seuil critique du taux de réduction provoquant l'apparition de la striction augmente avec le ratio de l'épaisseur des couches internes sur l'épaisseur totale du multicouche. Il augmente également avec le coefficient d'écroutissage des couches internes (n_c). Une analyse des différents paramètres affectant ce seuil critique est proposée dans [89].

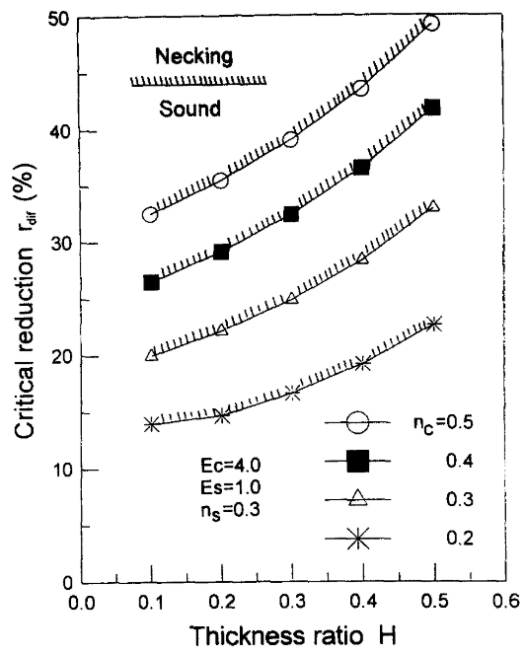


Fig. 1.18 : Impact du ratio initial entre l'épaisseur des couches internes et l'épaisseur totale du multicouche sur le taux de réduction critique entraînant l'apparition des strictions [89]

La figure 1.13b présente l'évolution des instabilités plastiques (striction et fragmentation) en fonction du taux de réduction du trilame Al/Acier/Al [83]. L'apparition de la fragmentation ou de la striction après colaminage entre les matériaux de duretés différentes résulte du fait que le métal dur subit une contrainte de traction suivant la direction de laminage tandis que le métal mou est soumis à une compression [105].

La vitesse de passage des tôles dans le laminoir est le second paramètre important dans ce premier groupe de paramètres affectant l'adhérence des tôles. Les travaux de Vaidyanath *et al.* [102] ont révélé qu'une faible vitesse de laminage entraîne une réduction de la valeur seuil du taux de réduction nécessaire pour assurer le soudage des métaux. En effet, un passage rapide des tôles n'entraîne pas une extrusion de surface vierge suffisante pour assurer le processus de fragmentation extrusion soudage.

Le coefficient de friction entre les cylindres du laminoir et les tôles impacte la pression nécessaire pour assurer l'adhérence des tôles. Les travaux de Manesh *et al.* [106] sur le colaminage à froid de l'aluminium et de l'acier montrent que l'adhérence des tôles pour un même taux de réduction et une même vitesse de laminage augmente avec le coefficient de friction. Cela s'explique par l'augmentation de la pression de contact entre les cylindres du laminoir et les tôles lorsque le coefficient de friction est élevé. Ce résultat a été confirmé par les travaux de Jamaati *et al* [87] sur le colaminage à froid des tôles d'aluminium.

b. État de surface des tôles

Plusieurs travaux [94], [95], [100]–[102], [107]–[109] ont montré que l'élimination des graisses, des contaminants, de la poussière et des oxydes sur la surface des tôles avant colaminage augmente significativement l'adhérence des tôles pour une même pression appliquée. Ces mêmes auteurs ont relevé la nécessité de la préparation de la surface des tôles. Dans [94], différentes méthodes de préparation de la surface des tôles ont été proposées et leurs performances relatives révélées comme l'illustre la figure 1.19. Cette étude se limite au colaminage des tôles d'aluminium. Leurs résultats montrent que l'une des méthodes de préparation des tôles permettant une meilleure adhérence est le nettoyage par acétone ou produit équivalent puis brossage métallique de la surface des tôles. C'est la technique de préparation des tôles retenue pour les travaux de colaminage de cette thèse.

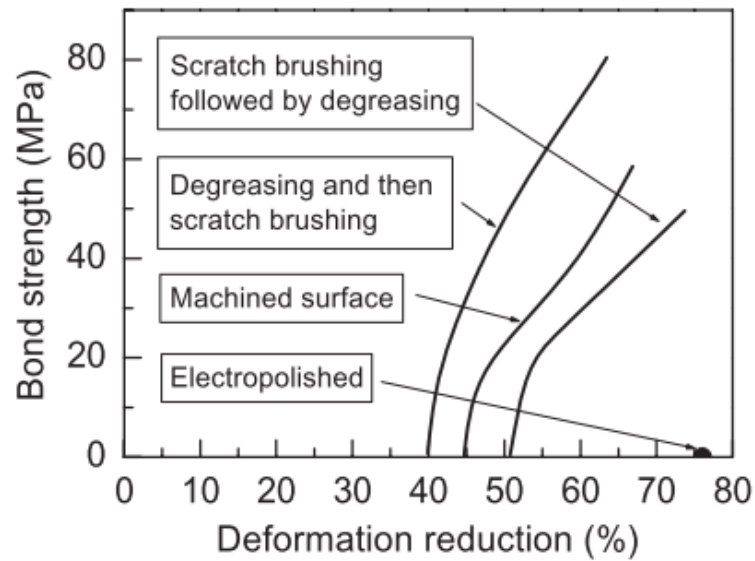


Fig. 1.19 : Impact de différentes méthodes de traitement de la surface des tôles sur leur adhérence par colaminage [94]

La durée entre le brossage des tôles d'aluminium et le colaminage doit rester inférieure à 2 minutes. En effet dans [110], il est montré qu'une exposition des surfaces brossées à l'atmosphère ambiante entre 2 min et 15 min réduit considérablement l'adhérence des tôles. La figure 1.20 illustre l'évolution de l'adhérence des tôles d'aluminium en fonction du temps écoulé entre la préparation des surfaces concomitantes de ces tôles et le colaminage. Cette diminution de l'adhérence des tôles est due à l'épaisseur des films d'oxydes formés sur leurs surfaces à cause de la réaction entre l'oxygène atmosphérique et ces surfaces brossées. Ce dépôt d'oxyde est accentué dans le cas des matériaux comme l'aluminium [111].

Afin de limiter le dépôt d'oxydes sur la surface des tôles à souder, plusieurs auteurs ont proposé un colaminage sous ultravide ou dans un environnement équivalent [112]–[115]. Dans [112], l'intérêt du colaminage sous atmosphère contrôlée (Argon 99.995%) a été étudié. La figure 1.21 compare le taux de réduction minimal ($\varphi - crit.$) nécessaire pour atteindre l'adhérence des tôles en fonction de l'environnement dans lequel le colaminage est effectué. La figure 1.21a présente le taux de réduction minimal pour que les tôles adhèrent sous atmosphère ambiante. Ce taux de réduction est comparé à celui nécessaire dans le cas d'un colaminage sous argon (XHV-ad). Les résultats montrent une diminution de 4% à 35% du taux de réduction nécessaire pour assurer le soudage des tôles sous argon comparé au colaminage sous atmosphère ambiante.

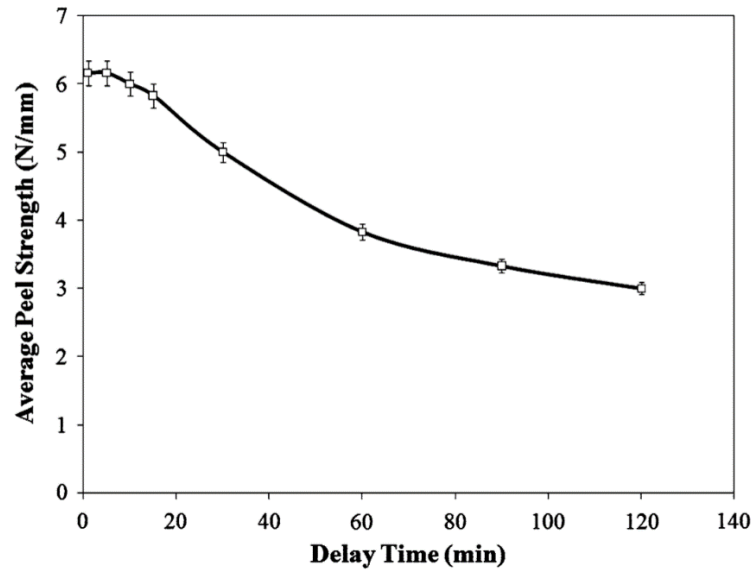


Fig. 1.20 : Evolution de l'adhérence des tôles en fonction du délai entre le brossage des tôles et leur passage dans le laminoir [110]

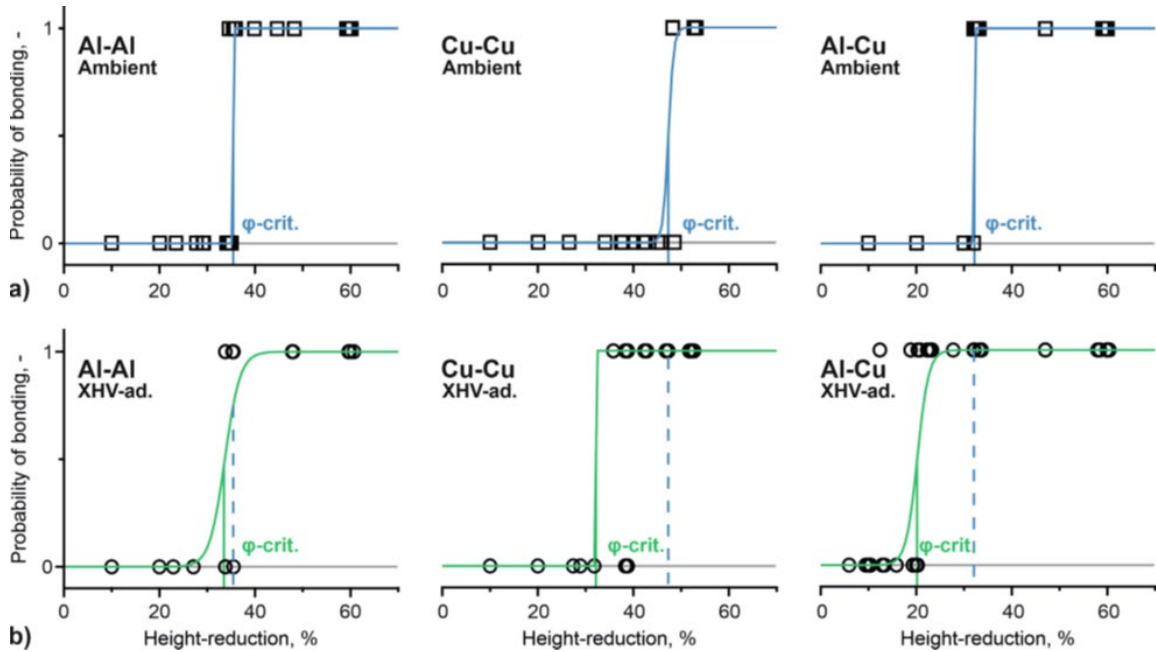


Fig. 1.21 : Impact de l'environnement de colaminage sur le seuil minimal de taux de réduction nécessaire pour souder les tôles par colaminage à froid des bilames Al/Al, Cu/Cu et Al/Cu [112]

Le brossage des tôles avant colaminage n'a pas uniquement pour but d'éliminer la graisse et les oxydes sur la surface des tôles. Il permet également d'améliorer sa rugosité et d'écrouer sa surface. En effet, Liu *et al.* [91] soutiennent qu'un important coefficient de friction entre les métaux superposés améliore leur adhérence sous faible taux de réduction. De précédentes études comme celles de Jamaati *et al.* [110] ont abouti à la même conclusion. L'évolution de la force de pelage, image de l'adhérence des tôles, en fonction de la rugosité de la surface des tôles d'aluminium (Al 1100) est présentée sur la figure 1.22a.

Des études expérimentales révèlent qu'un recuit pendant 2h à 643 K avant le processus de colaminage permet une meilleure adhérence des tôles d'aluminium et réduit le seuil du taux de réduction permettant d'assurer l'adhérence des tôles [116] (figure 1.22.b). En effet, avec un recuit avant colaminage, la barrière énergétique qui doit être dépassée pour que les tôles adhèrent l'est pour un faible taux de réduction.

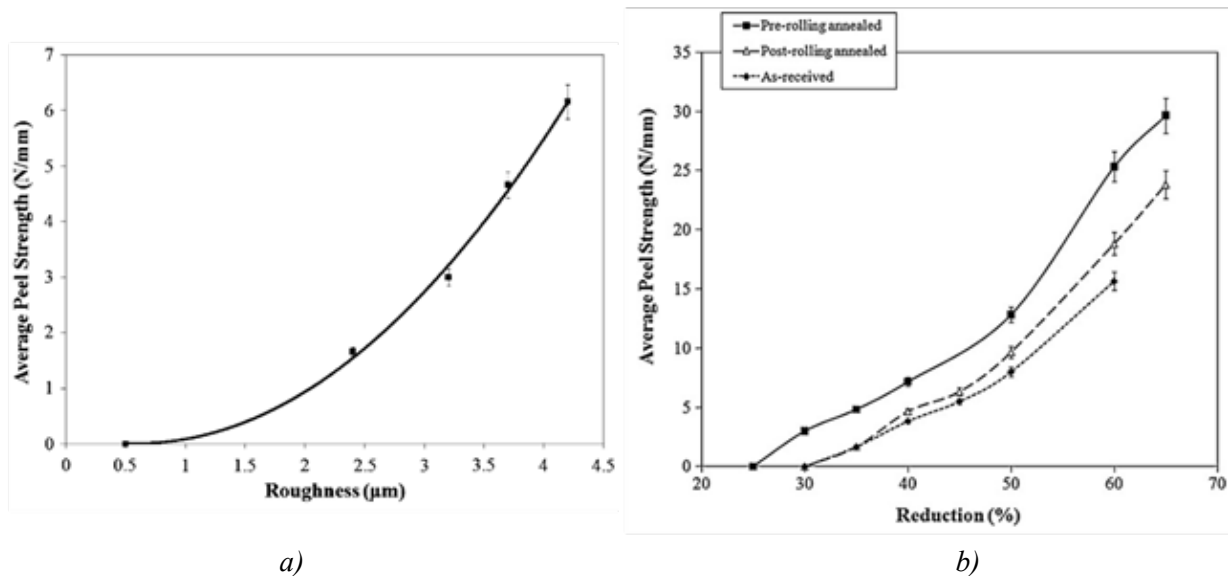
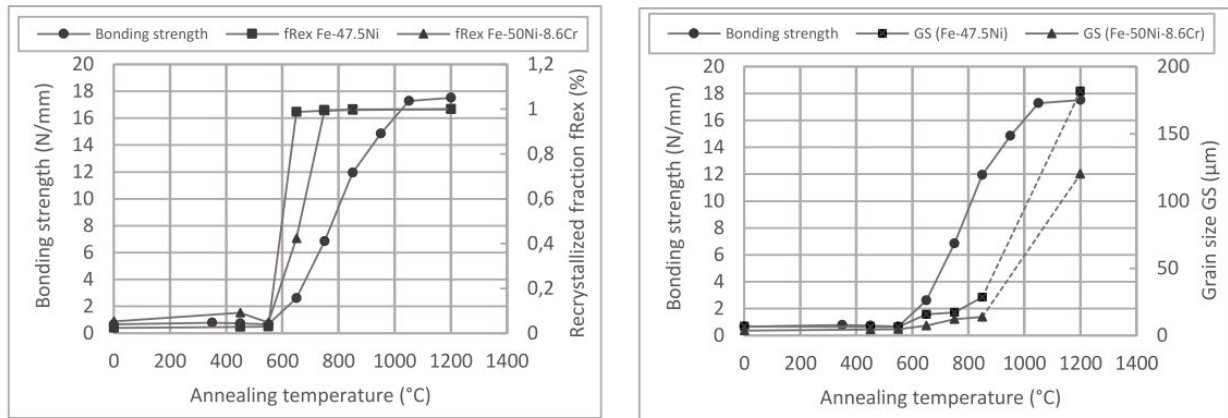


Fig. 1.22 : a) Evolution de la force de pelage en fonction de la rugosité des tôles [110] et b) effet du recuit des tôles d'aluminium sur le seuil minimal du taux de réduction nécessaire pour assurer l'adhérence des tôles [116]

Un recuit post colaminage renforce également l'adhérence des tôles pour un taux de réduction élevé (supérieur à 35%) comme l'illustre la figure 1.22b. Les travaux expérimentaux de Poncelet et al [117] montrent clairement l'impact de la température de recuit post colaminage sur l'adhérence des tôles d'alliages de fer – nickel (Fe-47.5 Ni et Fe-50Ni-8.6Cr). D'après leurs travaux, un recuit post colaminage à partir d'une température supérieure à 550°C entraîne la recristallisation et l'augmentation de la taille des grains des tôles qui sont à l'origine de l'amélioration de l'adhérence des tôles. La figure 1.23a illustre la relation entre la température de recuit post colaminage, la recristallisation des grains des tôles et leur adhérence. La figure 1.23b montre la relation entre la température de recuit, la taille des grains des tôles colaminées et leur adhérence.



a)

b)

Fig. 1.23 : Impact de la température de recuit post colaminage sur : a) la recristallisation des grains des tôles et leur adhérence et b) la taille des grains des tôles et leurs adhérences [117]

Les dimensions des tôles à laminier constituent également un facteur important dans le colaminage à froid. La pression de laminage étant inversement proportionnelle à la largeur des tôles, plus les tôles sont larges et plus la force de laminage nécessaire pour exercer une pression donnée est élevée. Enfin, plus le nombre de tôles à souder est élevé et plus le taux de réduction nécessaire est également élevé [88].

De nombreux essais normalisés permettent d'estimer l'adhérence des tôles. Parmi ces tests, les essais de pelage [107], de traction et de cisaillement en traction [109], [118] sont les plus utilisés. Manesh *et al.* [106] ont proposé des méthodes non destructives de mesure de l'adhérence des multicouches métalliques. Ces méthodes sont basées sur la mesure de la résistivité électrique du multicouche. Cette approche ne permet qu'une appréciation qualitative de l'adhérence des échantillons. Dans cette thèse, nous n'effectuerons qu'une appréciation qualitative de l'adhérence des tôles (essai de délaminage manuel).

1.6 Synthèse

Le respect des normes CEM et en particulier la réglementation sur les niveaux d'émission et de susceptibilité électromagnétique des systèmes électroniques entraînent la nécessité de blindages électromagnétiques performants. L'atténuation du champ magnétique est un enjeu majeur vu la difficulté à l'atténuer efficacement en basses fréquences. Diverses études ont montré l'intérêt d'associer des matériaux avec des propriétés physiques différentes pour atténuer efficacement ce champ magnétique. La solution associant des matériaux conducteurs électriques et des matériaux ferromagnétiques doux est particulièrement intéressante, car elle permet d'atténuer efficacement le champ magnétique sur une large bande de fréquences couvrant les basses fréquences. L'élaboration de tels multicouches par colaminage est pratique pour des applications de blindage magnétique et prometteur grâce à la maturité du processus de laminage des tôles. De plus, le colaminage à froid est peu énergivore comparé aux autres techniques de soudage traditionnelles. Toutefois, une attention particulière doit être portée aux

différents paramètres influant sur l'adhérence par colaminage afin d'assurer un bon compromis entre l'adhérence des tôles et l'efficacité de blindage du multicouche formé.

1.7 Positionnement de nos travaux

La nécessité d'un blindage magnétique efficace sur une large bande de fréquences en champ proche (DC à 100 kHz), peu encombrant, de faible densité massique et peu onéreux suppose de tester de nouvelles associations de matériaux. L'intérêt des multicouches obtenus par colaminage de matériaux bons conducteurs électriques et de matériaux magnétiques à grande perméabilité magnétique comme le mumétal pour le blindage magnétique n'a jusqu'alors pas été investigué. C'est dans cette perspective que s'inscrit cette thèse dont le but est d'étudier les potentialités des matériaux bimétalliques constitués de matériaux conducteurs (aluminium, cuivre) et de matériaux à grande perméabilité magnétique comme le mumétal pour le blindage magnétique basse fréquence (DC – 100 kHz). Deux approches sont envisagées :

- Une approche numérique qui consiste à déterminer les paramètres optimaux du multicouche assurant la meilleure efficacité de blindage sur la bande de fréquences d'intérêt. Les différents paramètres considérés sont : la conductivité électrique et la perméabilité magnétique des matériaux, l'ordre des couches, le nombre de couches et l'épaisseur de chaque couche.
- Une approche expérimentale qui vise à élaborer par colaminage à froid des multicouches optimisés. Elle permettra d'étudier l'impact du taux de réduction et des traitements thermiques sous atmosphère contrôlée sur la structure du métal composite et son efficacité de blindage.

1.8 Conclusion

L'efficacité de blindage d'un matériau, définie par l'approche de Schelkunoff comme étant la somme des pertes par réflexion et des pertes par absorption, dépend de sa conductivité électrique, de sa perméabilité magnétique, de l'impédance de l'onde perturbatrice et de la microstructure du matériau. L'atténuation d'onde de faible impédance en champ proche et en basses fréquences est un réel défi. Dans cette revue de la littérature, les différentes approches et matériaux proposés pour atténuer efficacement un champ magnétique perturbateur ont été présentés. Les matériaux composites et les matériaux multicouches sont aujourd'hui très utilisés afin d'optimiser l'efficacité de blindage magnétique. Le colaminage, une technique simple et économique de soudage à froid des métaux, est la technique retenue pour l'élaboration des multicouches par colaminage dans le cadre de cette thèse. Des taux de réduction minimisant l'apparition de strictions et de fragmentations seront choisis pour l'élaboration des multicouches. Toutefois, avant la phase expérimentale, une modélisation numérique par éléments finis de ces composites permet une optimisation rapide et une analyse paramétrique de leurs géométries. Pour se faire, il se pose toutefois le problème de maillage des fines couches de la structure hétérogène de l'écran de blindage élaboré par colaminage et qui sont soumises à

l'effet de peau. Le chapitre 2 de cette thèse présente une étude comparative des différentes méthodes de maillage de ces fines couches hétérogènes en électromagnétisme.

Chapitre 2 : Évaluation de l'efficacité de blindage de fines couches hétérogènes

Chapitre 2. Évaluation de l'efficacité de blindage de fines couches hétérogènes

2.1. Introduction

L'efficacité d'un blindage étant dépendante de sa géométrie, la valeur obtenue dans la configuration d'un écran plan infini est considérée comme référence pour la détermination de l'efficacité intrinsèque d'un matériau [16], [119]. Diverses expressions analytiques ont été proposées pour l'évaluation de l'efficacité de blindage d'un écran plan infini et ont été rappelées dans le chapitre 1. Dans ce deuxième chapitre, ces expressions analytiques sont comparées entre elles afin de déterminer celle pouvant être utilisée convenablement dans un algorithme d'optimisation de matériaux multicouches pour le blindage magnétique, objet de cette thèse. La méthode des éléments finis est ensuite introduite comme alternative aux expressions analytiques pour l'évaluation de l'efficacité de blindage des matériaux multicouches présentant des strictions ou des fragmentations comme c'est le cas des multicouches obtenus par colaminage sous certaines conditions [37], [120]. Les limites de cette alternative sont révélées et des méthodes pour les contourner sont enfin proposées.

2.2. Limites des expressions analytiques pour le calcul de l'efficacité de blindage magnétique

L'équation (1.18) proposée par Moser [21] constitue l'expression exacte de l'efficacité de blindage magnétique d'un écran de blindage plan infini monocouche. Cependant, la décomposition de Schelkunoff (DS) étendue aux multicouches par Schulz *et al.* [19] (Équation 1.17) présente l'avantage de permettre l'évaluation de l'efficacité de blindage des composites laminés. Initialement établie pour le calcul de l'efficacité d'un écran plan infini en champ lointain, cette expression est également utilisée en champ proche en remplaçant l'impédance intrinsèque de l'espace libre par l'impédance d'onde en champ proche [9]. Cette démarche ne conduit pas à la valeur exacte de l'efficacité de blindage et l'erreur associée est évaluée dans ce paragraphe.

Analysons la variation de l'efficacité de blindage à 10 kHz d'un acier (SAE 1045) de conductivité électrique $\sigma = 5 \text{ MS/m}$, de perméabilité magnétique $\mu_r = 1000$, de permittivité électrique $\epsilon_r = 1$ et d'épaisseur 1 millimètre. Deux paramètres sont considérés pour cette étude : la distance séparant la source de rayonnement au blindage (z) et le rayon de la boucle émettrice (a) comme l'illustre la figure 2.1.

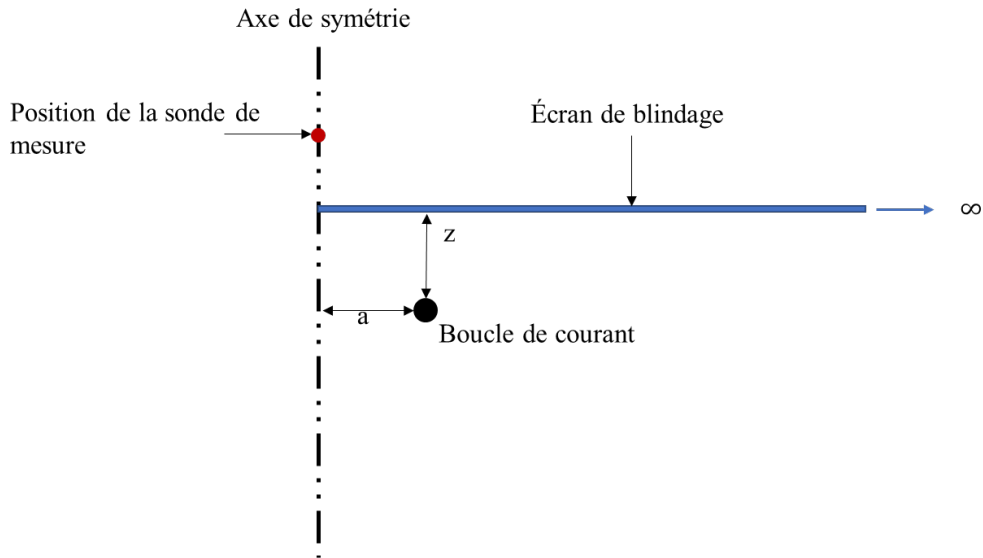


Fig. 2.1. Géométrie considérée pour l'étude de la validité des modèles analytiques

La figure 2.2 montre que tous les modèles analytiques considérés concordent sur la tendance de l'évolution de l'efficacité de blindage de ce matériau. Le module de l'impédance du matériau considéré est de $|Z_m| \approx 0,004 \Omega$. L'impédance d'onde du champ magnétique Z_ω croît avec z tant que $\beta z \ll 1$ où β désigne le nombre d'onde (condition de champ proche) et devient une constante pour $\beta z \gg 1$ (condition de champ lointain). La réflexivité du matériau étant donnée par la relation $\rho = \left| \frac{Z_m - Z_\omega}{Z_m + Z_\omega} \right|$, lorsque la distance z est telle que Z_ω est inférieure à Z_m , la réflexivité $\rho(z)$ décroît. Ensuite lorsque Z_ω devient supérieure à Z_m la réflexivité $\rho(z)$ est croissante. Enfin, lorsque Z_ω devient constant et vaut l'impédance d'onde de l'espace libre Z_0 , la réflexivité devient une constante. Le coefficient d'absorption (A) de la décomposition de Schelkunoff (Équation 1.14) étant indépendante de la distance source blindage, la variation de l'efficacité de blindage $SE(z)$ suit le sens de variation de $\rho(z)$. Il en découle le sens de variation de l'efficacité de blindage en fonction de la distance source - blindage observé sur la figure 2.2.

En champ lointain, l'efficacité de blindage évaluée grâce aux expressions de Schelkunoff en utilisant la définition classique de l'impédance d'onde comme rapport du champ transverse $\frac{E}{H}$ est considérée comme exacte dans la littérature [9], [121]. L'expression proposée par Moser n'est valable qu'en condition de champ proche [21]. Les résultats présentés sur la figure 2.2 permettent de conclure que cette dernière expression sous-estime l'efficacité de blindage en champ lointain. L'impédance d'onde électromagnétique issue d'une boucle de courant proposée par Jiao *et al.* [11] n'est valable qu'en condition de champ proche. En conséquence, l'utilisation de cette expression dans la décomposition de Schelkunoff suit la même tendance que l'efficacité de blindage évaluée grâce à l'expression de Moser en champ lointain.

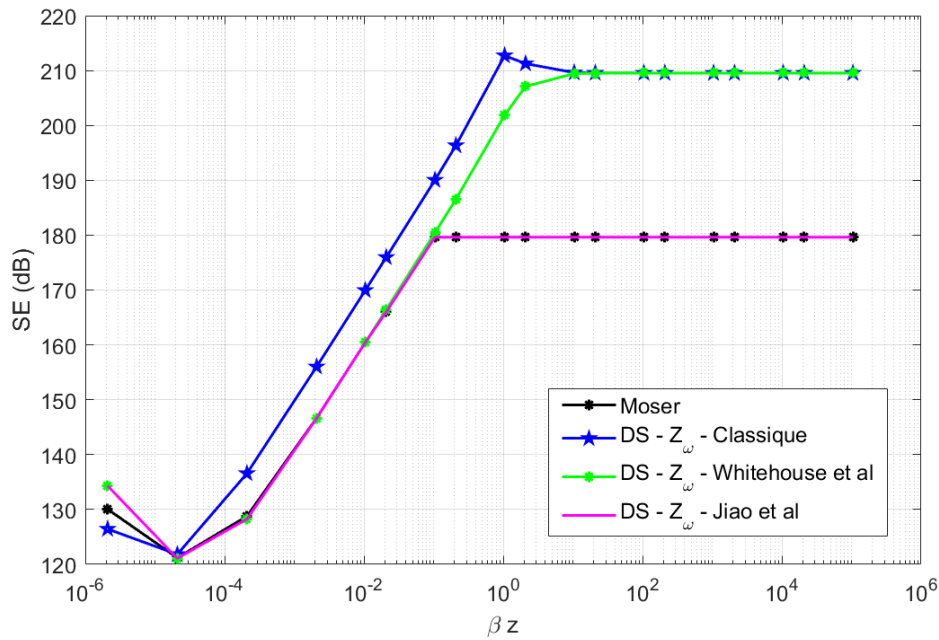


Fig. 2.2 : Évolution de l'efficacité de blindage en fonction du produit (βz)

Afin d'évaluer la précision des modèles analytiques en champ proche, domaine d'intérêt de cette étude, considérons un modèle numérique 2D axisymétrique dont la géométrie est celle schématisée sur la figure 2.1. Les résultats associés à ce modèle numérique sont considérés comme étant notre référence. Le rayon de l'écran de blindage est fixé à 5 mètres pour se rapprocher au mieux des conditions de plan infini afin d'effectuer une comparaison avec les modèles analytiques. Dans toute cette thèse, le logiciel éléments finis utilisé pour les calculs numériques est COMSOL Multiphysics [122], [123]. Ce logiciel a été validé pour le calcul de l'efficacité de blindage en basses fréquences [7].

Afin de s'assurer de la précision des résultats de ce modèle numérique, un maillage fin avec des quadrangles structurés est appliqué au blindage et le nombre de couches d'éléments suivant l'épaisseur du blindage a été varié jusqu'à ce que l'augmentation entraîne une variation de l'efficacité de blindage inférieure à 10^{-3} dB. Les modèles analytiques ont été évalués sous Matlab.

La figure 2.3 présente l'évolution de $SE(z)$ lorsque z varie de 1 cm à 60 cm et pour un champ magnétique perturbateur de fréquence 10 kHz. Dans ces conditions, nous sommes bien en champ proche car $\beta z \ll 1$. Le modèle analytique proposé par Moser *et al.* concorde bien avec le modèle éléments finis (FEM) avec une erreur relative maximale inférieure à 0,3%. Le saut du modèle analytique de Moser observé entre $z = 12$ cm et $z = 18$ cm est dû au pas d'intégration sous Matlab pour le calcul d'intégral impropre de la fonction de Bessel contenue dans l'expression de ce modèle. On remarque que l'expression analytique considérant la définition classique de l'impédance d'onde $Z_\omega = \frac{E}{H}$ est peu précise en champ proche avec une erreur relative de l'ordre de 5%. Les deux autres modèles d'impédance d'onde [10], [11] induisent de plus faibles erreurs (Erreur relative maximale inférieure à 1%).

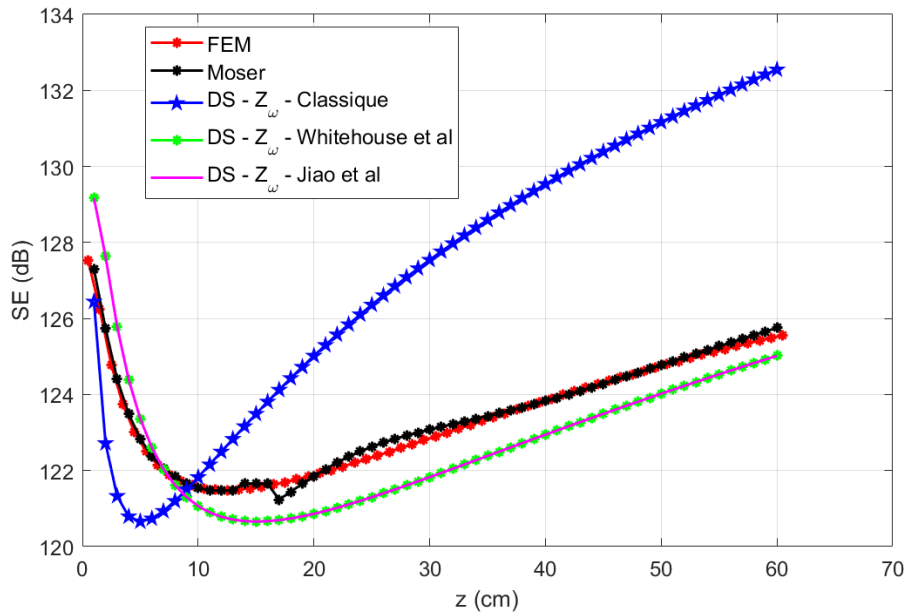


Fig. 2.3 : Comparaison de $SE(z)$ évaluées grâce à différentes formules analytiques

Le même constat peut être fait avec la variation du rayon (a) de la boucle de courant (figure 2.4). En effet, un dipôle magnétique est généralement modélisé par une boucle de courant de rayon variable. La définition classique de l'impédance d'onde comme rapport du champ transverse E sur H ne tient pas compte du rayon de la boucle de courant (de la forme de la source d'émission) mais uniquement de la distance source – blindage. Comme précédemment, l'efficacité de blindage décroît lorsque le rayon de la boucle augmente pour $Z_m > Z_\omega$ et devient croissante lorsque $Z_m < Z_\omega$. En variant le rayon de la boucle, le modèle de Moser reste bien cohérent avec le modèle numérique avec une erreur relative inférieure à 0,2%. L'erreur commise en utilisant la DS est dans ce cas de l'ordre de 2%.

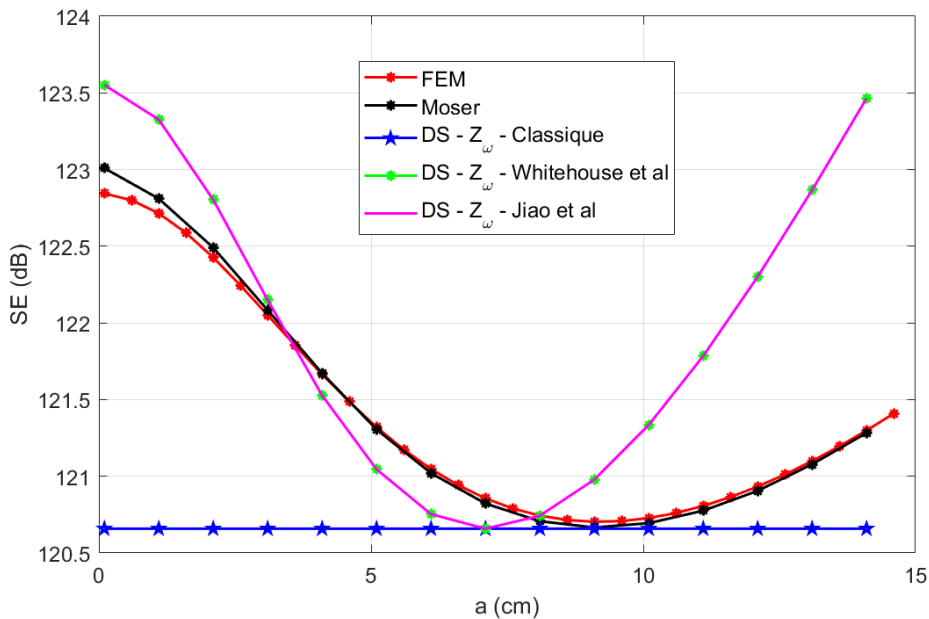


Fig. 2.4 : Efficacité de blindage $SE(a)$ évaluée grâce à différentes formules analytiques

En conclusion, la DS utilisant la définition classique de l'impédance d'onde est précise en champ lointain et moins fiable en champ proche. Le modèle de Moser est très précis en champ proche en revanche il ne s'applique pas en condition de champ lointain et ne peut être utilisé dans le cas d'un blindage multicouche. Le modèle analytique pouvant servir avec le minimum d'erreur aussi bien en champ proche qu'en champ lointain pour les blindages magnétiques multicouches est celui de la DS associée à l'impédance d'onde proposée par Whitehouse *et al.* [10]. Le cumul des erreurs liées aux approximations de l'impédance d'onde en champ proche en remplacement de l'impédance intrinsèque de l'espace libre peut fausser le choix de la structure d'un blindage magnétique multicouche obtenue par un algorithme d'optimisation dont la fonction objectif est dépendante de ces expressions analytiques.

Cette thèse ayant pour objet l'optimisation de multicouches pour le blindage magnétique en champ proche, le modèle utilisé pour l'évaluation de la fonction objectif doit être le plus précis possible pour éviter des choix non optimaux. Au vu des résultats de cette étude, la DS associée à l'impédance d'onde en champ proche proposée par Whitehouse *et al* a été choisi pour l'évaluation de l'efficacité de blindage des multicouches plans.

Dans le cadre de cette thèse, les multicouches optimisés sont réalisés par colaminage et sont soumis à des traitements thermiques. Il en résulte des multicouches non plans dont la caractérisation électromagnétique par une approche numérique nécessite une modélisation éléments finis. Étant donné que les différentes couches de ces multicouches sont conductrices, la considération de l'effet de peau et de la contribution de ces couches à l'atténuation du champ magnétique nécessite un maillage fin qui alourdit le modèle (nécessité d'une grande mémoire vive) et allonge considérablement le temps de calcul. Afin de contourner cette difficulté, la section suivante étudie les différentes approches proposées dans la littérature pour le maillage de fines couches conductrices en champ proche en introduisant dans un premier temps les limites de la méthode des éléments finis pour la modélisation des composites métalliques.

2.3. Modélisation numérique des écrans de blindage multicouches

La modélisation numérique basée sur la méthode des éléments finis est un excellent moyen pour évaluer l'efficacité de blindage des matériaux. Elle présente l'avantage de permettre la prise en compte de la non-linéarité des matériaux magnétiques, offre plus de précision que les modèles analytiques et peut être utilisée pour la modélisation de composites métalliques.

En analyse numérique, la méthode des éléments finis est utilisée pour résoudre numériquement des équations aux dérivées partielles (EDP). Cette méthode consiste à mettre en place un algorithme discret mathématique permettant de rechercher une solution approchée d'une équation aux dérivées partielles sur un domaine avec des conditions aux limites et éventuellement à l'intérieur du domaine (Gallagher Richard H., 1976). Cet algorithme se base sur des principes hérités de la formulation variationnelle. Dans le cas d'étude de l'efficacité de blindage magnétique, les EDP à résoudre sont celles de Maxwell-Faraday, Maxwell-Ampère, Maxwell-Gauss et Maxwell-Thomson. Dans l'interface physique AC/DC du logiciel COMSOL adaptée à notre gamme de fréquences, les équations du système en régime harmonique

(équations 2.1) sont résolues en considérant le potentiel vecteur magnétique (\vec{A}) comme variable dépendante.

$$\begin{cases} \vec{J}_{tot} = \sigma \vec{E} + j\omega \vec{D} + \vec{J}_e \\ \nabla \times \vec{H} = \vec{J}_{tot} \\ \vec{B} = \nabla \times \vec{A} \\ \vec{E} = -j\omega \vec{A} \\ \vec{B} = \mu_0 \mu_r \vec{H} \\ \vec{D} = \epsilon_0 \epsilon_r \vec{E} \end{cases} \quad (2.1)$$

Où D désigne l'induction électrique, J_{tot} désigne la densité totale de courant et J_e la densité de courant d'excitation associée à la source.

La condition aux limites du domaine de calcul est : $n \times \vec{A} = 0$ (isolation magnétique). Cette isolation magnétique est associée à une couche d'éléments infinis qui étend virtuellement le domaine de calcul à l'infini.

Au regard du processus de résolution d'un problème par la méthode des éléments finis, trois principales sources d'erreurs peuvent être relevées :

- L'erreur liée à la modélisation de la réalité et à la simplification de la géométrie du problème nommée « defeaturing error » [124]. C'est une erreur connue en ingénierie car la géométrie réelle étant en générale complexe et difficile à représenter avec précision, une géométrie approchée est utilisée ce qui induit des erreurs.
- L'erreur liée aux calculs numériques. Il se produit inévitablement des erreurs d'arrondi lors de l'inversion du système matriciel car les ordinateurs allouent un nombre fini de bits aux nombres utilisés.
- L'erreur liée au maillage. Étant donné que les grandeurs sont définies aux nœuds du maillage et que la solution en tout point est déterminée grâce à une interpolation, plus les nœuds sont éloignés entre eux et plus l'erreur introduite par la discrétisation est grande. A l'inverse, un maillage trop fin conduit à des faibles erreurs mais à un temps de calcul extrêmement long nécessitant des ressources informatiques (mémoire vive en particulier) importantes.

Le maillage est généralement la source d'erreur la plus importante. En conséquence, il convient pour limiter ces erreurs de choisir un maillage adapté au problème et de trouver un compromis entre le coût du calcul et la précision des résultats.

Afin de limiter les coûts importants de calcul, plusieurs techniques de maillage de fines multicouches conductrices de l'ordre du micromètre d'épaisseur dans un domaine de quelques mètres ont été proposées limitant ainsi la densité du maillage [125]–[129]. Ces différentes techniques permettent la prise en compte de l'effet de peau et de la contribution de chaque couche au blindage sans avoir recours au maillage fin. La partie suivante se propose d'étudier

les possibilités d'adaptation de ces approches à notre problématique dans deux configurations : les composites laminés plans et ceux intégrant des fragmentations.

2.4. Approches alternatives de discrétisation de fines couches conductrices laminées

L'une des plus anciennes méthodes est l'utilisation de maillages surfaciques en remplacement de maillages volumiques. C'est ce que proposent par exemple les conditions d'impédance de frontière ou de transition de frontière (Impédance Network boundary condition - INBC) [125].

La méthode INBC consiste à remplacer l'écran de blindage par un élément de frontière équivalent (une arête en 2D et une surface en 3D) permettant d'assurer la discontinuité du champ électromagnétique que le blindage aurait créé. Cette méthode est basée sur la théorie des lignes de transmission. Elle a été intégrée dans certains logiciels commerciaux comme COMSOL sous le nom de condition de transition à la frontière (Transition Boundary Condition - TBC). Une limite évidente de cette approche est la modification de la géométrie du modèle qui peut être problématique. De plus, l'utilisation de cette méthode n'est pas évidente lorsque celle-ci n'est pas directement intégrée dans le logiciel [126].

Pour conserver la géométrie du blindage tout en évitant d'affiner le maillage dans le domaine le représentant, les méthodes AMSL du premier ordre (Artificial Material for Single Layer) [126] et du second ordre [128] ont été proposées. Ces approches consistent à conserver la géométrie du blindage mais à remplacer ses propriétés électriques et magnétiques par des propriétés artificielles. Cela permet le maillage du domaine du blindage par une seule couche d'éléments finis tout en conservant les mêmes performances électromagnétiques. Dans [127], la méthode AMSL est étendue aux matériaux anisotropes, puis aux multicouches [129]. Ces différentes approches modélisent le blindage comme une ligne de transmission avec perte (Voir annexe A). En conséquence, elles ne sont valables que si le blindage est conducteur électrique ($\sigma \gg \omega\epsilon$). La mise en œuvre de ces approches sera détaillée dans les parties suivantes.

La figure 2.5 illustre un modèle numérique 2D axisymétrique avec un trilame comme écran de blindage sur lequel sont appliquées différentes approches de discrétisation du domaine correspondant à ce blindage. Le zoom présenté dans la partie (a) de la figure 2.5 montre un maillage classique avec des quadrangles structurés (QS), la partie (b) illustre un maillage avec l'approche INBC et enfin la partie (c) un maillage avec l'approche AMSL. Cette figure montre clairement la diminution du nombre de degrés de libertés (nombre de nœuds du maillage du trilame) par passage des quadrangles structurés aux deux autres approches de discrétisation.

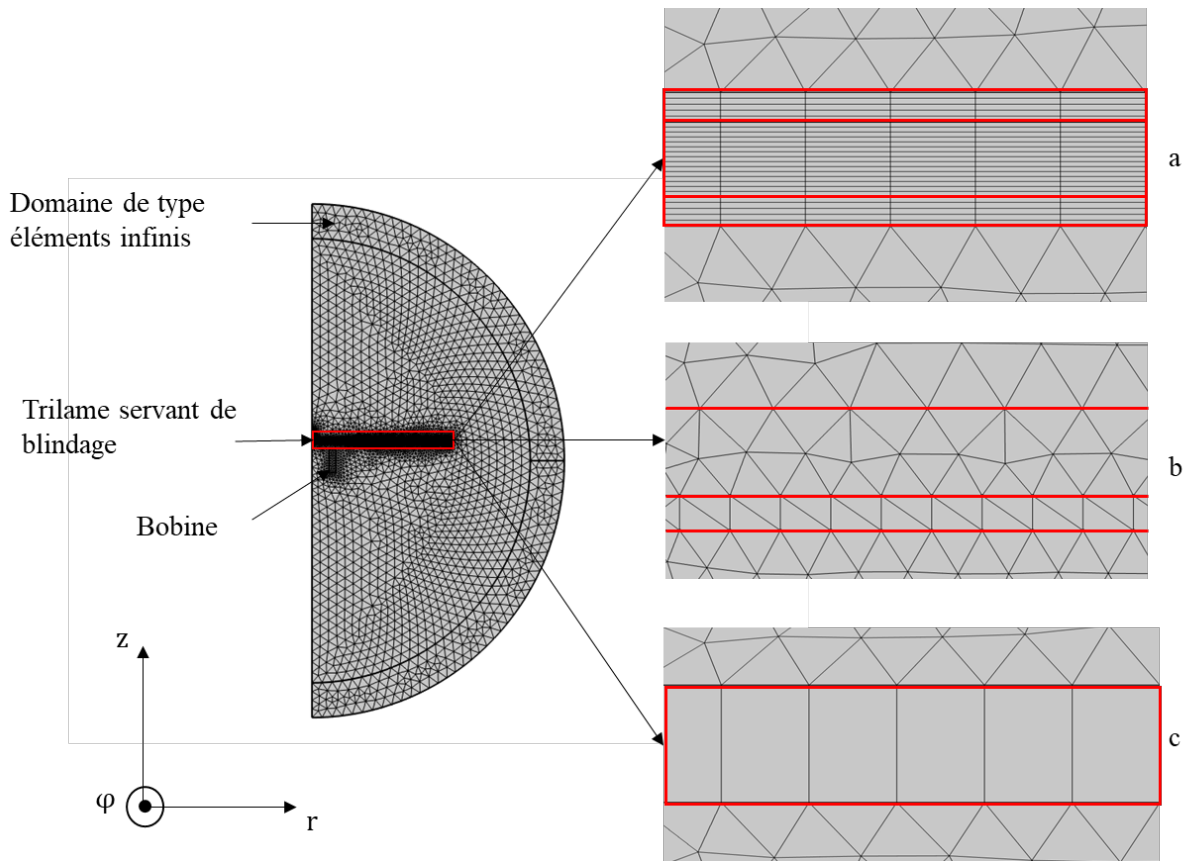


Fig. 2.5. Illustration du maillage du domaine représentant un blindage à trois couches avec les différentes approches de discrétisations étudiées : a) Quadrangles structurés, b) INBC (éléments de frontière), c) AMSL

Bien que ces différentes approches soient utilisables pour modéliser en 3D un blindage avec un temps de calcul maîtrisé, elles ne sont cependant pas directement applicables aux multicouches présentant des strictions ou des fragmentations. C'est le cas des matériaux obtenus par colaminage avec un taux de réduction élevé ou des matériaux obtenus par multicolaminage.

Étant donné que cette thèse s'intéresse aux métaux multicouches élaborés par colaminage et soumis aux traitements thermiques, il est indispensable de disposer également d'une méthode de discrétisation permettant la prise en compte des strictions, des fragmentations ou des intermétalliques formés à la suite des inter-diffusions des éléments pendant les traitements thermiques pour un coût de calcul limité. C'est dans cette optique que dans le paragraphe suivant, différentes approches d'homogénéisation proposées dans la littérature sont étudiées. Une nouvelle approche d'homogénéisation simple et facilement implémentable dans un logiciel éléments finis est ensuite proposée et l'applicabilité de la méthode AMSL pour le maillage de la couche homogénéisée est enfin étudiée.

2.5. Méthodes d'homogénéisation de composites métalliques pour des calculs électromagnétiques

L'homogénéisation consiste à substituer le domaine de blindage hétérogène par un domaine homogène dont le comportement électromagnétique global lui est identique. Plusieurs techniques d'homogénéisation ont été développées pour prédire les propriétés électromagnétiques effectives des matériaux composites. Ces techniques comprennent des modèles analytiques, numériques et expérimentaux (Al Achkar *et al.*, 2021; Al Achkar *et al.*, 2020; Andrieu *et al.*, 2012; Préault *et al.*, 2013, 2014).

L'un des plus anciens modèles analytiques est celui de Hashin – Shtrikman [135] qui estime les bornes inférieures et supérieures de la perméabilité magnétique effective d'un composite soumis à un champ uniforme. Bien que ces modèles analytiques proposés soient simples, ils ne permettent d'estimer que l'intervalle dans laquelle se situent les propriétés effectives. Ils sont donc limités en termes de précision.

Achkar *et al.* [130] ont introduit une méthode d'homogénéisation basée sur des calculs éléments finis et la résolution de problèmes inverses à l'aide d'un algorithme génétique pour estimer les propriétés effectives de composites tissés. Cependant, le temps de calcul pour la détermination des paramètres effectifs est très long étant donné que l'approche proposée a recours aux algorithmes génétiques pour la résolution du problème inverse. Préault *et al.* (Préault, 2014) ont proposé un modèle semi-analytique pour l'homogénéisation de composites composés de fibres de carbone permettant la prise en compte de l'interaction onde - matériau en hautes fréquences. Le modèle proposé est inapplicable lorsque l'épaisseur de peau devient inférieure au rayon de la fibre de carbone. Pour les applications de blindage magnétique à basses fréquences, une méthode simple basée sur des mesures de l'efficacité de blindage en champ proche a été proposée pour l'homogénéisation de panneaux composites [133]. Cette méthode consiste à faire correspondre l'efficacité de blindage évaluée à l'aide de la formule de Moser [21] à celle mesurée sur la plage de fréquences de 1 Hz à 1 MHz. Cette méthode n'est applicable que pour la détermination de la conductivité électrique équivalente du matériau composite. De plus, la formule de Moser considère une plaque infinie comme blindage alors que les mesures se font sur une plaque de dimensions finies. Par conséquent, la valeur de la conductivité électrique résultant de la méthode proposée peut s'avérer peu précise. Dans [134], une méthode d'homogénéisation analytique basée sur l'impédance de surface et la théorie des milieux effectifs pour des matériaux composites contenant une grille métallique de fils a été proposée. Ces travaux sont limités à de faibles fractions volumiques d'inclusions.

Les méthodes mentionnées ci-dessus ne conviennent pas à l'homogénéisation de blindages conducteurs multicouches présentant des strictions ou des fragmentations soit à cause des hypothèses fortes conditionnant la validité de l'approche, soit à cause du coût de calcul de la méthode proposée. Le paragraphe suivant présente une approche d'homogénéisation simple et adaptée aux composites métalliques dont nous chercherons à évaluer le domaine d'application.

2.6. Homogénéisation de composites métalliques par une approche énergétique

Dans cette partie, l'homogénéisation basée sur une approche énergétique initialement proposée par Clérico *et al.* [37] est étendue et couplée à l'AMSL du second ordre pour déduire les propriétés artificielles de la couche homogénéisée, permettant au domaine du blindage conducteur d'être maillé avec une seule couche d'éléments finis.

2.6.1. Homogénéisation de multicouches plans

Considérons un multicouche composé de p couches conductrices isotropes et de q couches isolantes électriques, où $p \geq 2$ et $q \geq 0$. La conductivité, la perméabilité et la permittivité de la $i^{\text{ème}}$ couche d'épaisseur l_i sont respectivement nommées par : σ_i ; $\mu_i = \mu_0 \mu_{r_i}$; $\epsilon_i = \epsilon_0 \epsilon_{r_i}$. L'épaisseur totale du multicouche est : $l = \sum_{i=1}^n l_i$ où $n = p + q$ est le nombre total de couches. En considérant la géométrie du multicouche illustrée sur la figure 2.6, les propriétés effectives de la couche homogénéisée du multicouche sont déduites dans ce cas simple par les équations (2.2). Ces équations sont obtenues en considérant les couches planes empilées comme des associations en série ou en parallèle de résistances électriques, de reluctances magnétiques ou de condensateurs électriques.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{eq_x} = \sigma_{eq_y} &= \frac{\sum_{i=1}^n \sigma_i l_i}{l} \\
 \sigma_{eq_z} &= \frac{l}{\sum_{i=1}^n \frac{l_i}{\sigma_i}} \\
 \mu_{req_x} = \mu_{req_y} &= \frac{\sum_{i=1}^n \mu_{r_i} l_i}{l} \\
 \mu_{req_z} &= \frac{l}{\sum_{i=1}^n \frac{l_i}{\mu_{r_i}}} \tag{2.2} \\
 \epsilon_{req_x} = \epsilon_{req_y} &= \sum_{j=1}^q l_j * \sum_{j=1}^q \frac{\epsilon_{r_j}}{l_j} \\
 \epsilon_{req_z} &= \frac{\sum_{j=1}^q l_j}{\sum_{j=1}^q \frac{l_j}{\epsilon_{r_j}}} \\
 \text{si } q = 0 \text{ alors } \epsilon_{req_x} = \epsilon_{req_z} &= 1
 \end{aligned}$$

$\sigma_{eq_x}, \sigma_{eq_y}, \sigma_{eq_z}$ correspondent respectivement à la conductivité suivant les directions x, y et z de la couche homogénéisée résultante. Il en va de même pour la perméabilité magnétique relative et la permittivité électrique relative.

Les propriétés électriques et magnétiques équivalentes de la couche homogénéisée du multicouche sont dérivées en statique. Par conséquent, ses propriétés sont valides si l'épaisseur totale l du multicouche reste inférieure à l'épaisseur de peau.

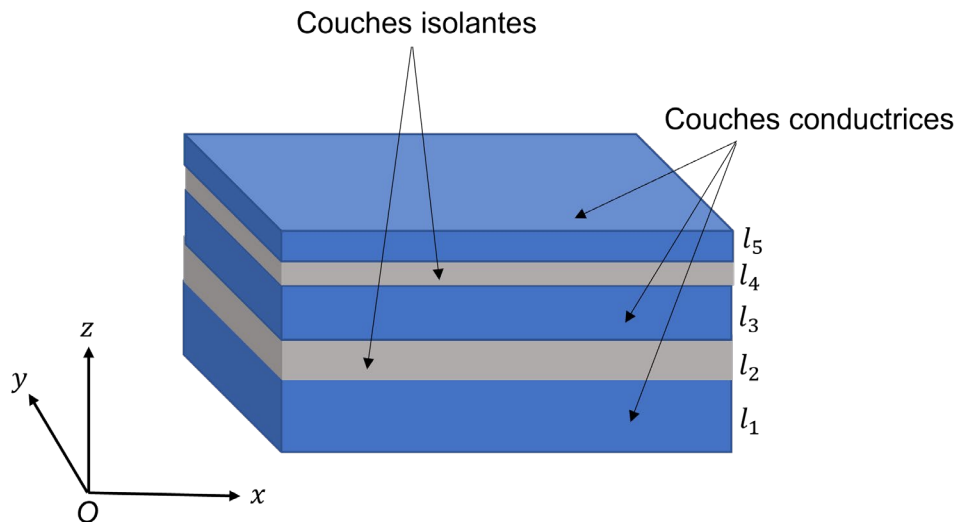


Fig. 2.6 : Illustration d'un multicouche plan constitué de 5 couches

En considérant la figure 2.6 avec un champ incident suivant la direction (Oz), la condition nécessaire pour que les propriétés de la couche homogénéisée soient valides est donnée par l'équation (2.3).

$$\delta_{eq_x} = \frac{1}{\sqrt{\pi f \mu_{eq_x} \sigma_{eq_x}}} \geq l \quad (2.3)$$

2.6.2. Homogénéisation de multicouches non planes

Dans le cas des multicouches élaborés par colaminage avec un taux de réduction important ou par multi-colaminage (ARB) avec un grand nombre de passes, le composite métallique obtenu peut présenter des strictions ou des fragmentations. Dans ce cas, l'homogénéisation par une approche analytique est difficilement envisageable. Cette section propose une approche numérique permettant une homogénéisation de ce type de composites.

Considérons une coupe longitudinale de la fraction de volume élémentaire représentatif (VER) d'un trilame Al/Acier/Al élaboré par colaminage de l'aluminium (Al8011, O) et de l'acier (DC01) avec un taux de réduction de 69,2% [37]. Ce trilame a une épaisseur totale de 185 μm et est illustrée sur la figure 2.7.

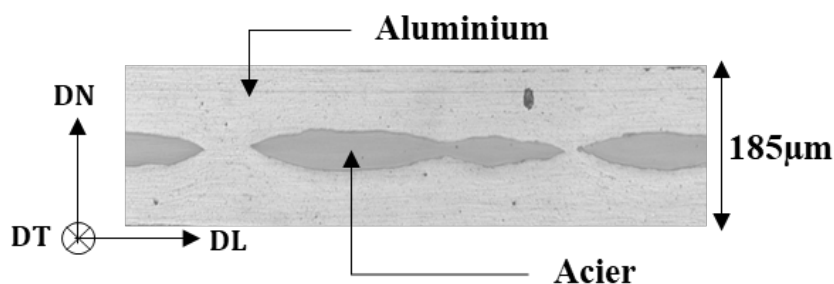


Fig. 2.7 : Section longitudinale du trilame Al/Acier/Al obtenu par colaminage à froid

Les notations DL, DT et DN sur la figure 2.7 représentent respectivement la direction de laminage, la direction transversale et la direction normale au laminage.

Afin d'homogénéiser ce type de composite métallique, une image obtenue par microscopie optique est importée dans le logiciel éléments finis COMSOL Multiphysics. Ensuite, une extrusion est appliquée à la géométrie 2D du composite afin d'obtenir une fraction de volume représentative équivalente comme illustré sur la figure 2.8a. Un calcul numérique en magnétostatique puis un autre en électrostatique sont enfin effectués sur la géométrie 3D ainsi obtenue afin de déterminer les propriétés physiques effectives.

Une conductivité non nulle mais négligeable (10^{-6} S/m par exemple) doit être attribuée aux matériaux non conducteurs pour garantir une bonne précision et la convergence du calcul éléments finis. La perméabilité magnétique équivalente du multicouche suivant la direction de laminage est déterminée en résolvant l'équation d'Ampère dans le domaine représentatif du VER $\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times A\right) = J$ et en appliquant les conditions aux limites de l'équation 2.4 sur les faces numérotées du VER (figure 2.8b).

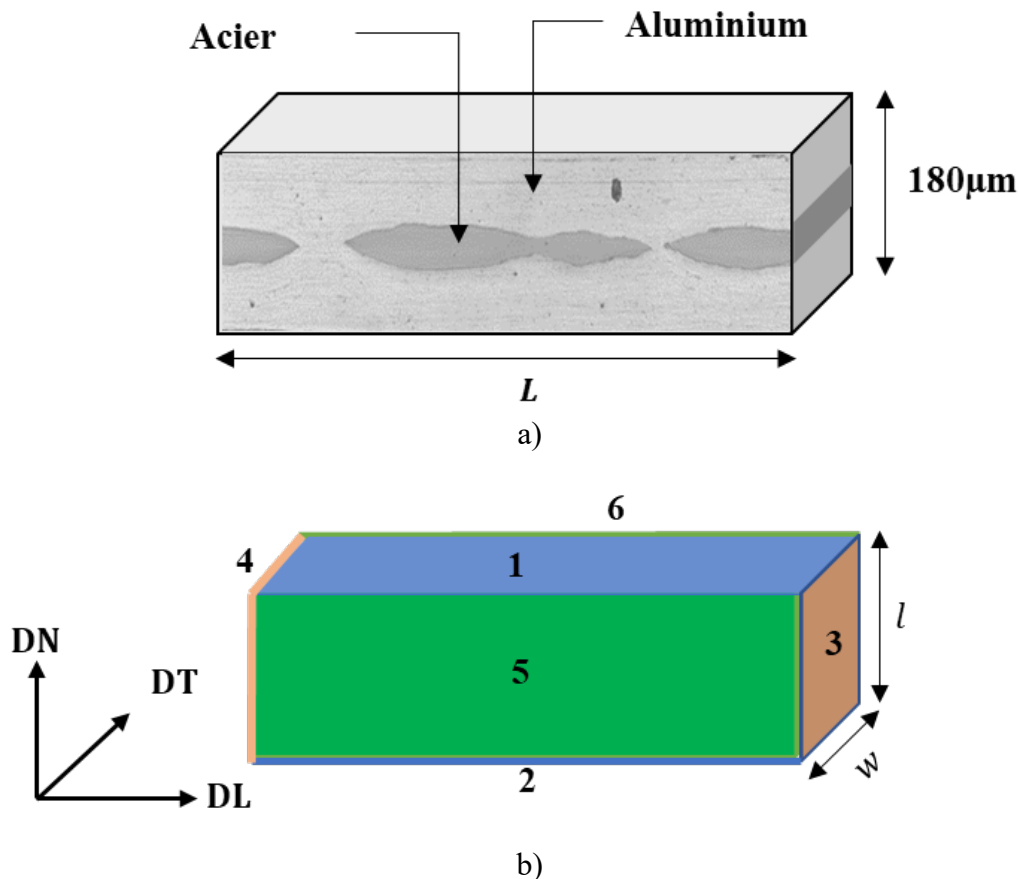


Fig. 2.8 : a) VER du trilame considéré et b) conditions aux limites appliquées aux faces du VER pour la détermination des propriétés équivalentes de la couche homogénéisée

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Sur la face 1 : } \vec{A} = \begin{pmatrix} 0 \\ a_0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ Wb/m avec } a_0 \neq 0; \\ \text{Sur la face 2 : } \vec{A} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ Wb/m} \\ \text{Sur les faces 3 et 4 : } \vec{n} \times \vec{H} = \vec{0} \text{ (Conducteur magnétique parfait)} \\ \text{Sur les faces 5 et 6 : } \vec{n} \times \vec{A} = \vec{0} \text{ (Isolation magnétique)} \end{array} \right. \quad (2.4)$$

L'imposition de ces différentes conditions aux limites entraîne la présence d'un flux magnétique suivant la direction DL. L'énergie magnétique ainsi stockée dans le matériau peut être évaluée à partir des quantités B et H calculées numériquement. La valeur obtenue est comparée à l'expression analytique de l'énergie magnétique donnée par l'équation (2.5) :

$$W_{mag_{DL}} = \int_{V_c} \int_0^B (H_{DL} \cdot dB) dV_c = \frac{1}{2} (\mathcal{R}_{DL} \phi_{DL}^2) \quad (2.5)$$

où $\phi_{RD} = a_0 \times w$ est le flux magnétique et V_c est le volume du VER. w désigne la largeur de la face du VER normale au flux. La perméabilité relative suivant DL est finalement obtenue grâce à l'équation (2.6) :

$$\mu_{DL} = \frac{1}{\mathcal{R}_{DL}} * \frac{L}{l.w} \quad (2.6)$$

où L désigne la longueur du VER (longueur suivant la direction du flux).

Cette étape est répétée suivant les deux autres directions par l'application des conditions aux limites appropriées afin de déterminer la perméabilité magnétique équivalente suivant DT et DN. Les équations 2.7 et 2.8 présentent respectivement les conditions aux limites à appliquer sur les faces du VER pour la détermination de la perméabilité magnétique μ_{DT} et μ_{DN} .

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Sur la face 1 : } \vec{A} = \begin{pmatrix} a_0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ Wb/m avec } a_0 \neq 0; \\ \text{Sur la face 2 : } \vec{A} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ Wb/m} \\ \text{Sur les faces 3 et 4 : } \vec{n} \times \vec{A} = \vec{0} \text{ (Isolation magnétique)} \\ \text{Sur les faces 5 et 6 : } \vec{n} \times \vec{H} = \vec{0} \text{ (Conducteur magnétique parfait)} \end{array} \right. \quad (2.7)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Sur la face 3 : } \vec{A}_0 = \begin{pmatrix} 0 \\ a_0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ Wb/m avec } a_0 \neq 0; \\ \text{Sur la face 4 : } \vec{A}_0 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ Wb/m} \\ \text{Sur les faces 5 et 6 : } \vec{n} \times \vec{A} = \vec{0} \text{ (Isolation magnétique)} \\ \text{Sur les faces 1 et 2 : } \vec{n} \times \vec{H} = \vec{0} \text{ (Conducteur magnétique parfait)} \end{array} \right. \quad (2.8)$$

Une approche similaire permet de déterminer la conductivité électrique effective du métal composite suivant les trois directions principales. La conductivité électrique suivant DL (σ_{DL}) est déterminée en résolvant l'équation de conservation de charge $\nabla \cdot (-\sigma \nabla V) = j\omega Q$ où Q est la densité de charge volumique et en appliquant aux frontières énumérées à la figure 2.8b les conditions aux limites suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Sur la face 3 : } V = 0 \\ \text{Sur la face 4 : } V = V_0 \text{ avec } V_0 \neq 0 \\ \text{Sur les faces 1,2,5 et 6 : } \vec{n} \cdot \vec{J} = 0 \text{ (isolation électrique)} \end{array} \right. \quad (2.9)$$

où V_0 est le potentiel électrique appliqué.

Ces conditions aux limites conduisent à la présence d'un champ électrique suivant la direction DL. Les pertes Joules totales dans le composite métal peuvent être directement évaluées à partir de l'intégration des quantités E et J. La valeur de l'énergie calculée grâce au modèle éléments finis est comparée à l'expression analytique de l'équation (2.10). Finalement, la conductivité électrique équivalente du composite est déterminée grâce à la relation (2.11).

$$W_{j_{DL}} = \int_{V_C} (E_{DL} \cdot J) dV_C = \frac{V_0^2}{R_{DL}} \quad (2.10)$$

$$\sigma_{RD} = \frac{1}{R_{DL}} * \frac{L}{l.w} \quad (2.11)$$

R_{DL} désigne la résistance équivalente du VER suivant la direction de laminage.

Tout comme précédemment, cette démarche est répétée en considérant les conditions aux limites appropriées pour déterminer les conductivités électriques équivalentes suivant les directions DT et DN. Ces conditions aux limites sont respectivement énumérées dans les équations 2.12 et 2.13.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Sur la face 5 : } V = 0 \\ \text{Sur la face 6 : } V = V_0 \text{ avec } V_0 \neq 0 \\ \text{Sur les faces 1,2,3 et 4 : } \vec{n} \cdot \vec{J} = 0 \text{ (isolation électrique)} \end{array} \right. \quad (2.12)$$

$$\begin{cases} \text{Sur la face 2 : } V = 0 \\ \text{Sur la face 1 : } V = V_0 \text{ avec } V_0 \neq 0 \\ \text{Sur les faces 3, 4, 5 et 6 : } \vec{n} \cdot \vec{J} = 0 \text{ (isolation électrique)} \end{cases} \quad (2.13)$$

La permittivité électrique peut également être déterminée en créant un champ électrique comme précédemment et en évaluant l'induction électrique D dans le matériau. Ensuite, grâce à la loi de comportement du matériau $D = \epsilon E$, la permittivité électrique équivalente peut être déduite. Cependant, pour des applications de blindage magnétique basses fréquences ($f < 1$ MHz), on se passera du calcul de la permittivité électrique équivalente étant donné que l'efficacité de blindage en basses fréquences est indépendante de cette propriété du matériau. En effet, en condition de champ proche ($f < 1$ MHz), la condition suivante est toujours vérifiée pour un blindage conducteur électrique (même faiblement conducteur) : $\omega\epsilon \ll \sigma$. En conséquence, d'après la décomposition de Schelkunoff (eq. 1.14) ou la relation de Moser (1.18), la permittivité relative du matériau a un impact négligeable sur son efficacité de blindage magnétique.

2.6.3. Application de la méthode AMSL du second ordre à la couche homogénéisée

La méthode AMSL introduite dans la section 2.4 présente l'avantage de ne nécessiter qu'une seule couche de cellules sur l'épaisseur du blindage réduisant considérablement le coût du calcul. Les propriétés physiques du matériau homogène sont remplacées par des propriétés artificielles déduites en faisant une analogie entre la matrice admittance de la ligne de transmission équivalente à une fine couche conductrice (Y_{TL}) et celle d'un élément fini homogène (Y_{FEM}). La matrice admittance Y_{FEM} est déduite par application de la méthode des éléments finis à l'équation de propagation d'un champ électromagnétique à travers une fine couche [137].

Dans la version isotrope de l'approche AMSL, les propriétés artificielles du blindage sont données par les équations (2.14-2.16).

$$\sigma_{AMSL} = Re\{\chi\} \quad (2.14)$$

$$\epsilon_{r_{AMSL}} = \frac{Im\{\chi\}}{\omega\epsilon_0} \quad (2.15)$$

$$\mu_{r_{AMSL}} = \frac{1}{j\omega\mu_0\xi} \quad (2.16)$$

où χ est la solution de l'équation du second degré (2.17) :

$$l^2\chi^2 + l(8Y_{TL,m} - 7Y_{TL,0})\chi + 15(Y_{TL,0}^2 - Y_{TL,m}^2) = 0 \quad (2.17)$$

$Y_{TL,0}$ et $Y_{TL,m}$ sont respectivement l'admittance propre et l'admittance mutuelle de la ligne de transmission équivalente au blindage homogénéisé d'épaisseur l . Entre les deux solutions de l'équation (2.16), celle avec la partie réelle la plus grande est, d'après nos résultats de calcul, celle adaptée pour le calcul des propriétés du matériau artificiel (Voir Annexe A). Cette méthode

AMSL du second ordre, pour laquelle la solution avec la partie réelle la plus grande est considérée, sera nommée AMSL2P.

L'expression de ξ est donnée dans [128] par 2.18.

$$\xi = \frac{-e^3 \chi^2 + 12e^2(Y_{TL,0} + Y_{TL,m})\chi}{60e\chi - 120(Y_{TL,m} + Y_{TL,0})} \quad (2.18)$$

Cette méthode AMSL2P n'est valable que si la couche homogénéisée est isotrope et conductrice électrique c'est-à-dire si $\sigma \gg \omega\epsilon$.

À la suite du laminage entraînant des strictions et fragmentations éventuelles, l'écran de blindage composite n'est généralement plus isotrope même si les matériaux de départ le sont. Comme nous l'avons vu, la méthode AMSL2P est basée sur les équations de ligne de transmission qui décrivent la propagation des composantes tangentielles du champ électromagnétique à l'intérieur du blindage. Seules les propriétés de la couche homogénéisée dans le plan (DL, DT) sont ainsi nécessaires pour calculer la matrice d'admittance équivalente lorsque l'on considère un champ incident normal à la surface du blindage [19], [127]. Par conséquent, l'anisotropie de la couche homogénéisée dans la direction DN peut être négligée. Les admittances propres et les admittances mutuelles du modèle circuit équivalent au blindage sont respectivement données par les équations (2.19) et (2.20).

$$Y_{TL,0} = \frac{\cosh(\gamma_{DL}l)}{\eta_{DL} \sin(\gamma_{DL}l)} \quad (2.19)$$

$$Y_{TL,m} = -\frac{1}{Z_{DL} \sinh(\gamma_{DL}l)} \quad (2.20)$$

Z_{DL} et γ_{DL} sont respectivement l'impédance intrinsèque et la constante de propagation suivant la direction DL et sont définis par les équations (2.21) et (2.22).

$$Z_{DL} = \sqrt{\frac{j\omega\mu_{DL}}{\sigma_{DL} + j\omega\epsilon_{DL}}} \quad (2.21)$$

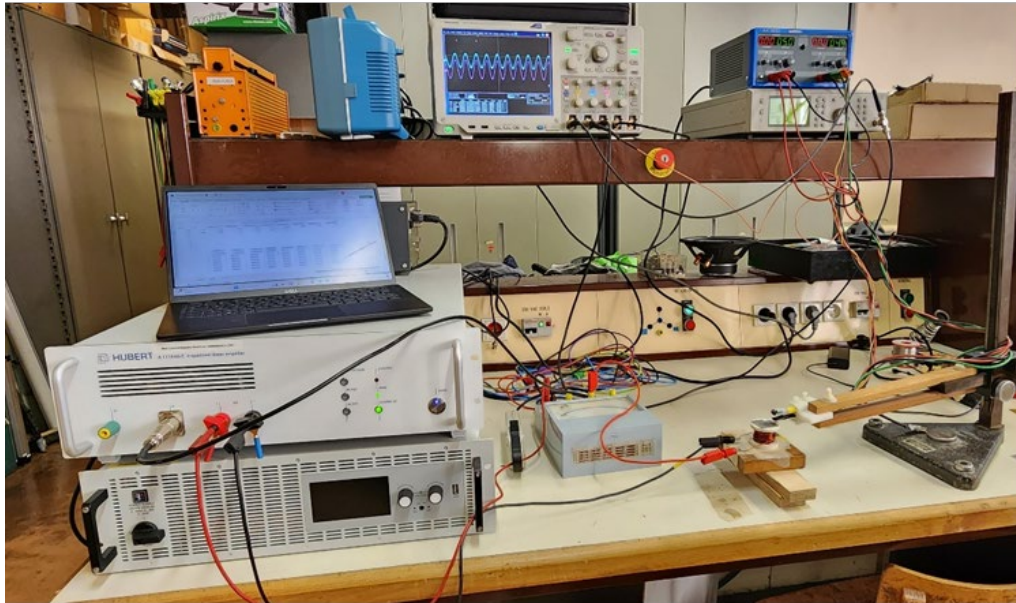
$$\gamma_{DL} = \sqrt{j\omega\mu_{DL}(\sigma_{DL} + j\omega\epsilon_{DL})} \quad (2.22)$$

Afin de prendre en compte l'anisotropie de la couche homogénéisée dans le plan (DL, DT), la méthode AMSL pour les matériaux anisotropes peut être appliquée au coût d'une implémentation plus complexe et d'un temps de calcul relativement plus long que la version isotrope. Dans notre cas d'étude, nous conservons la version isotrope de l'approche AMSL.

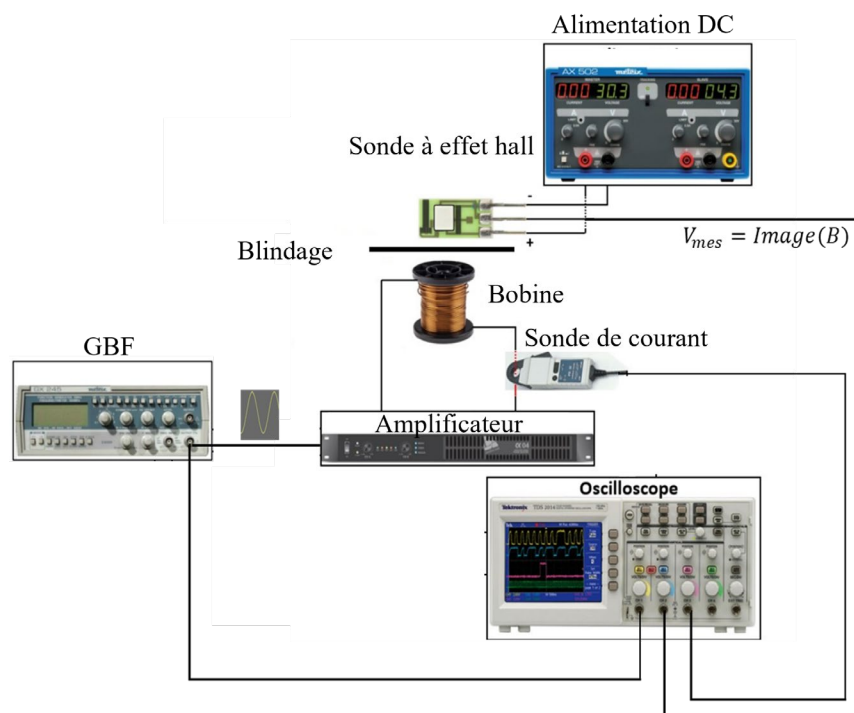
2.6.4. Validité et application de la méthode AMSL2P à la couche homogénéisée

L'analyse de la validité de l'application de la méthode AMSL2P à la couche homogénéisée (Homog. + AMSL2P) est réalisée en comparant les résultats de simulation correspondants à des

données expérimentales. Les résultats de simulation de l'approche Homog.+AMSL2P sont également comparés à ceux du modèle éléments finis avec un maillage structuré conventionnel. Le banc d'essais utilisé pour mesurer l'efficacité de blindage des échantillons est présenté sur la figure 2.9a.



a)



b)

Fig. 2.9 a) Banc de mesure ; b) Schéma du banc de mesure

Ce banc de mesure est constitué d'un générateur de signaux alimentant une bobine qui génère un champ magnétique « perturbateur » pilotable, dont l'atténuation par le matériau conduit à la valeur de l'efficacité de blindage selon la relation (2.23).

$$SE(dB) = 20 \log_{10} \frac{B_{sb}}{B_{ab}} \quad (2.23)$$

B_{sb} est la densité de flux magnétique mesurée par la sonde en l'absence de l'écran de blindage et B_{ab} est la densité de flux magnétique mesurée en présence du blindage.

La sonde de mesure de l'induction magnétique utilisée est la sonde à effet Hall SS94A1 qui a une sensibilité de $5,0 \pm 0,1$ mV/G. Ce capteur est celui utilisé dans toute cette thèse pour la mesure d'efficacité de blindage des échantillons élaborés. Il permet une étendue de mesure de -500 Gauss à +500 Gauss.

2.6.4.1. Cas des multicouches plans

La structure du multicouche plan considérée est celle présentée sur la figure 2.6. Elle est obtenue en collant 2 couches d'aluminium et une couche d'acier. Le multicouche obtenu est alors considéré comme un matériau à 5 couches (Al/Colle/Acier/Colle/Al). Les feuilles d'aluminium ont une épaisseur de 500 μm et la couche d'acier de 200 μm . L'épaisseur totale du multicouche est de 1,36 mm. Il vient donc que la colle a une épaisseur totale de 160 μm , c'est-à-dire 80 μm par interface. La colle est un matériau non conducteur et non magnétique. Les dimensions du blindage sont de 100x100x1,36mm³. Ce multicouche a été réalisé par simple collage pour éviter toute striction et la modification des propriétés magnétiques et électriques des couches qu'aurait engendré le colaminage. Les propriétés des matériaux utilisées sont données dans le Tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Propriétés des matériaux utilisés et de la couche homogénéisée équivalente

Matériau	Conductivité électrique (MS/m)	Perméabilité magnétique relative	Permittivité électrique relative
Al1200	28	1	1
Acier (DC01)	10	160	1
Colle (Loctite 435)	10^{-6}	1	1
Couche homogénéisée	21,7	24,0	1

La figure 2.10 présente le modèle 3D réduit considéré pour les simulations. Les symétries de la géométrie, des propriétés matériaux et des excitations permettent en effet de ne considérer qu'un quart de la géométrie totale du modèle afin de réduire le temps de calcul.

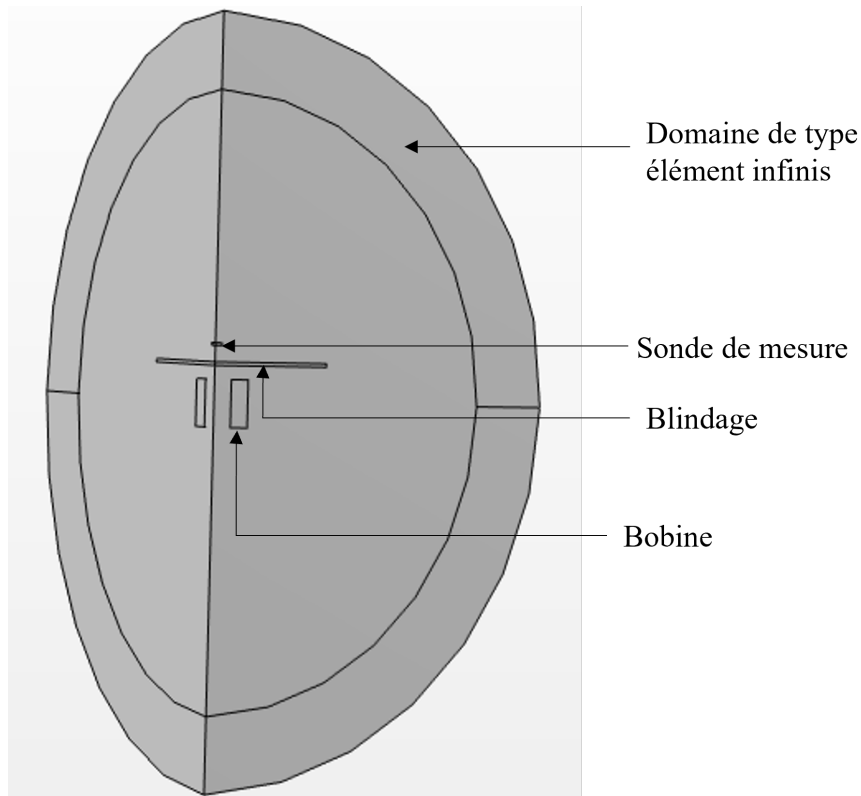


Fig. 2.10 : Schéma du modèle 3D considéré pour les simulations sous COMSOL

Toutes les simulations sont réalisées sur un ordinateur ayant les caractéristiques suivantes : CPU : Intel(R) Xeon(R) W-1270P CPU 3.80GHz, nombre de cœurs : 16, mémoire RAM : 128 Go". Le nombre de couches d'éléments finis sur l'épaisseur du blindage dans le cas du maillage classique est varié jusqu'à ce qu'une augmentation entraîne une variation de l'efficacité de blindage inférieure à 10^{-3} dB. Cela conduit à 21 couches d'éléments finis pour la discrétisation du domaine du blindage dans le cas du maillage classique.

En tenant compte des propriétés des matériaux et de l'équation (2.3), la méthode Homog.+AMSL2P est valable jusqu'à $f = 255$ Hz. La comparaison des résultats de mesure aux simulations présentée sur la figure 2.11 révèle que pour $f < 255$ Hz, l'erreur moyenne de la méthode Homog.+AMSL2P par rapport au maillage classique du multicouche est de 7,3 %. La comparaison de la méthode Homog.+AMSL2P avec les données expérimentales révèle une erreur moyenne de 4,6 %. Le temps de calcul avec le maillage classique est de 936 secondes et celui de Homog.+AMSL2P est de 136 secondes.

Pour $255 \text{ Hz} < f < 5000 \text{ Hz}$, la tendance de l'efficacité de blindage reste correcte mais ne permet qu'une évaluation qualitative car l'erreur augmente lorsque l'épaisseur de peau devient plus petite que l'épaisseur du blindage.

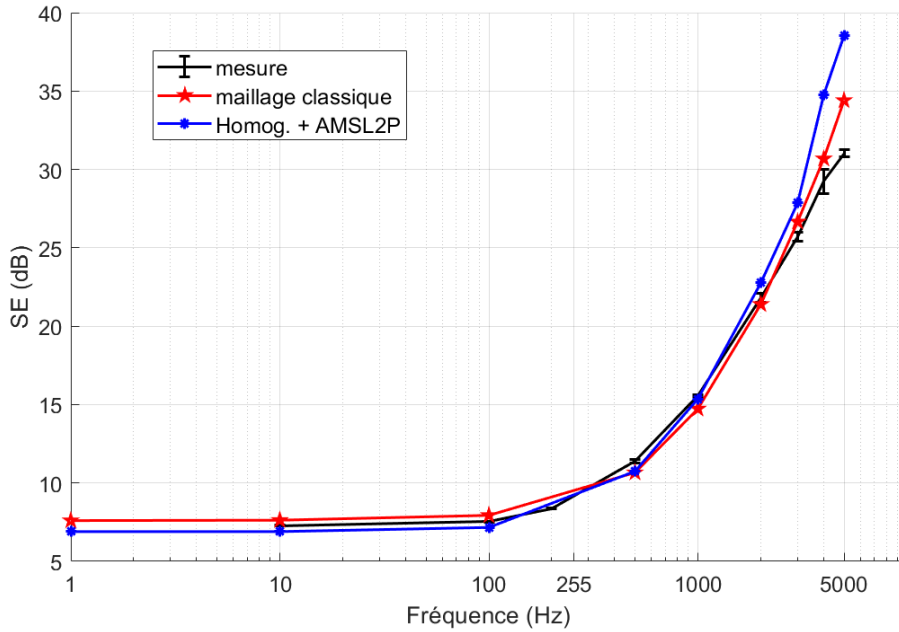


Fig. 2.11 : Comparaison des résultats de mesure et de simulation de l'efficacité de blindage

La méthode proposée est donc valable tant que l'équation (2.3) est satisfaite et réduit le temps de calcul de 85,5 % par rapport au maillage classique.

2.6.4.2. Cas des multicouches présentant des strictions ou des fragmentations

Afin de vérifier la validité de l'approche Homogénéisation associée à l'AMSL2P proposée dans le cas de multicouches non plans, considérons le composite métallique élaboré par laminage à froid dont une coupe longitudinale est présentée sur la figure 2.7. Les dimensions de l'écran de blindage sont de $30 \times 30 \times 0,185 \text{ mm}^3$. L'acier utilisé pour élaborer ce composite métallique est celui dont les propriétés ont été données dans le tableau 2.1. L'aluminium utilisé est de type Al8011. Ses propriétés sont les suivantes : $\sigma = 33,61 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 1$, $\epsilon_r = 1$. Le composite métallique obtenu par laminage à froid présente des propriétés électriques et magnétiques anisotropes en raison de la présence de fragmentations. Les propriétés physiques de la couche homogénéisée équivalente, obtenues par une approche énergétique sont données dans le tableau 2.2. Comme expliqué précédemment, ses propriétés physiques suivant la direction ND sont négligeables dans ce cas d'étude.

Tableau 2.2 : Propriétés physiques de la couche homogénéisée

	Conductivité électrique (MS/m)		Perméabilité magnétique relative	
	DL	DT	DL	DT
Couche homogénéisée	29,5	29,5	31,5	42

Pour le calcul avec l'approche AMSL2P appliquée à la couche homogénéisée, seules la perméabilité et la conductivité électrique suivant la direction RD ont été considérées ce qui revient à supposer la couche homogénéisée comme isotrope. Le tableau 2.3 présente l'efficacité

de blindage en fonction de la fréquence avec les différents types de maillage considérés pour la simulation comparée aux mesures qui servent de référence. À cause de la présence des fragmentations dans le composite métallique, le modèle 3D du blindage hétérogène avec un maillage fin n'a pas pu être effectué.

Tableau 2.3 : Efficacité de blindage du multicouche en fonction de la fréquence

f (Hz)	SE Experimentale (dB)	SE Homog. + maillage classique (dB)	SE Homog. + AMSL2P (dB)
10	2,20	2,18	2,08
100	2,22	2,18	2,09
500	2,25	2,21	2,13
1000	2,30	2,28	2,19
5000	3,40	3,96	3,90

La différence entre les résultats de l'approche AMSL2P appliquée à la couche homogénéisée et de l'approche maillage classique appliquée à la couche homogénéisée révèle l'erreur commise en négligeant l'anisotropie du matériau dans le plan (DL, DT). Cette erreur reste inférieure à 4%. En comparaison avec les résultats expérimentaux, l'erreur moyenne commise avec l'approche Homog. + AMSL2P est inférieure à 7,8% sur la plage de fréquences étudiée. Ceci confirme le bon accord entre l'approche proposée et les résultats expérimentaux.

Pour compléter cette étude, les résultats de l'approche Homog.+AMSL2P sont comparés dans le paragraphe suivant à ceux de quelques autres méthodes proposées dans la littérature.

2.6.5. Comparaison de l'approche Homog. + AMSL2P à quelques méthodes proposées dans la littérature

Afin de comparer les différentes approches de maillage d'un domaine représentant un multicouche conducteur dans un modèle éléments finis, le modèle 2D axisymétrique simple présenté sur la figure 2.5, est considéré. Il est composé d'une bobine générant un champ magnétique qui est atténué par une plaque multicouche en forme de disque de rayon 20 cm située à 1 cm au-dessus de la bobine.

2.6.5.1. Cas de multicouches constitués de couches planes

Cinq approches de discrétisation basées sur trois méthodes de maillage sont considérées pour le domaine de blindage : le maillage à l'aide de quadrangles structurés (QS) ; le maillage avec l'approche INBC/TBC ; le maillage avec l'approche AMSL pour les multicouches proposés dans [129], les approches Homog.+QS et Homog.+AMSL2P. Pour comparer de manière exhaustive ces différentes approches, trois configurations d'un écran de blindage constitués de trois couches décrites ci-dessous ont été considérées :

- Trilame T1 : Al (242,5µm) / Acier (515µm) / Al (242,5µm), $l_{tot} = 1,0$ mm
- Trilame T2 : Al (150µm) / Acier (100µm) / Al (150µm), $l_{tot} = 0,4$ mm
- Trilame T3 : Acier (150µm) / Cu (100µm) / Acier (150µm), $l_{tot} = 0,4$ mm

Tout comme pour les simulations en 3D, le nombre de couches d'éléments finis utilisées pour discrétiser le domaine du blindage dans le cas de QS a été augmenté jusqu'à ce que cette augmentation n'ait plus d'influence significative sur l'efficacité de blindage calculée. Les résultats de calcul ainsi obtenus sont considérés comme la référence pour la comparaison des différentes approches de discrétisation. Les résultats sont présentés sur les figures 2.12 à 2.14.

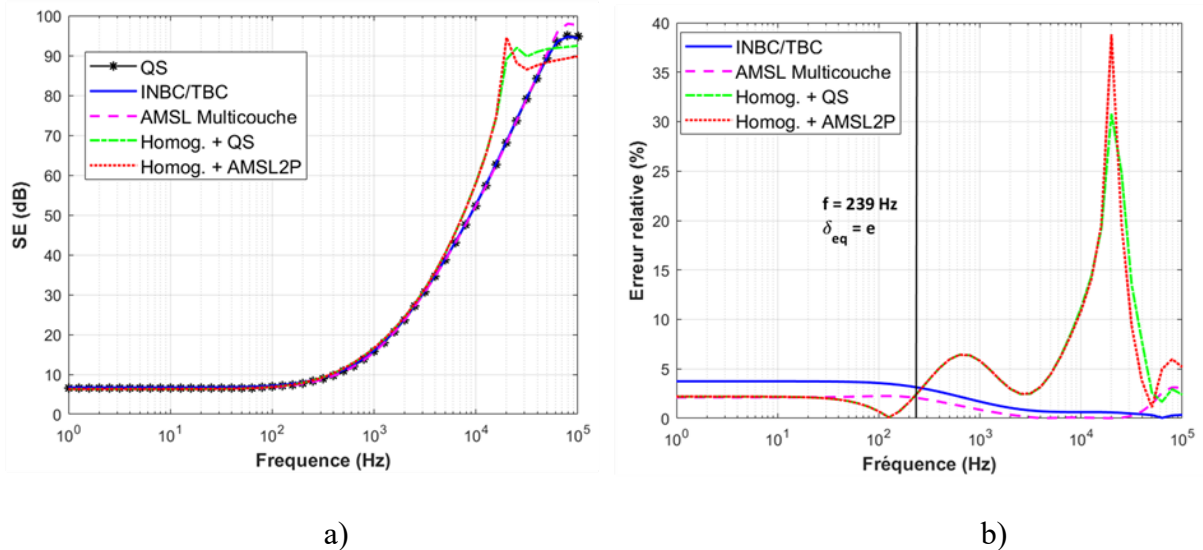


Fig. 2.12 : Impact de l'approche de discrétisation sur (a) la SE calculée et (b) l'erreur associée dans le cas du multicouche T1

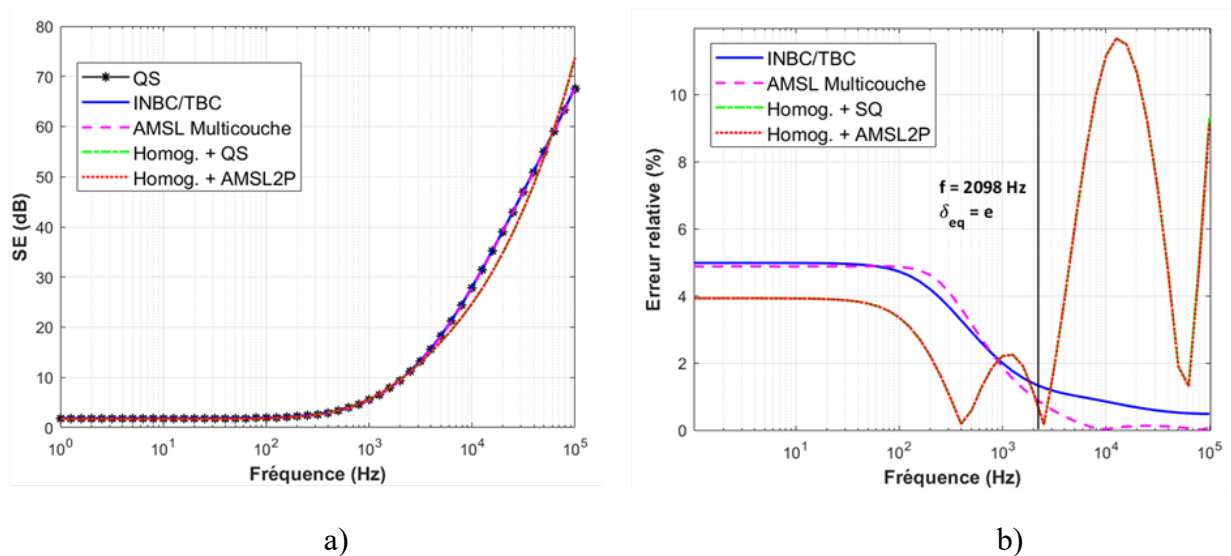


Fig. 2.13 Impact de l'approche de discrétisation sur la SE calculée et erreur associée dans le cas du multicouche T2

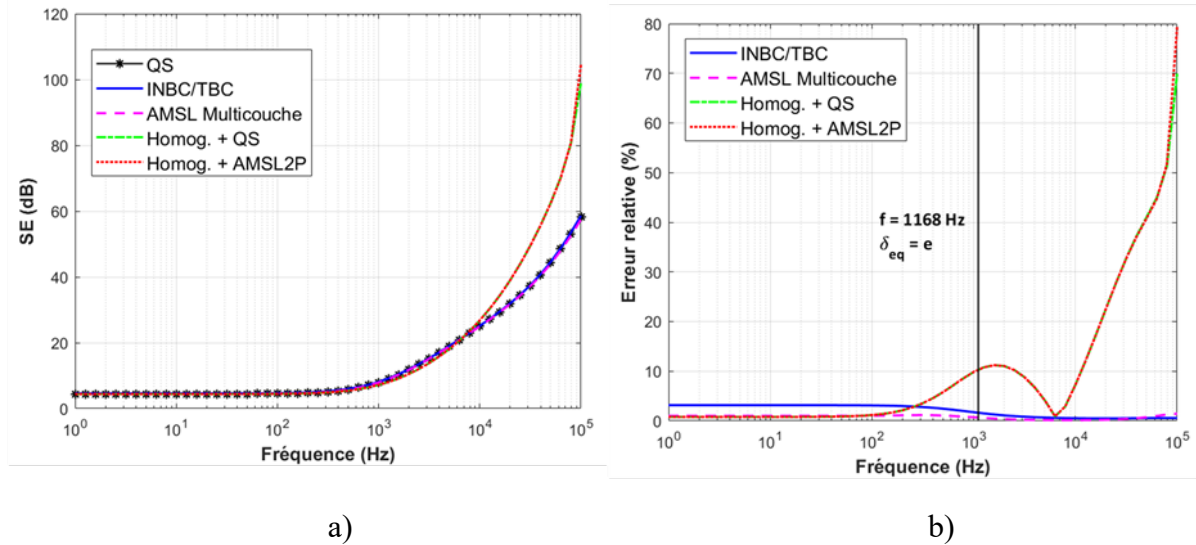


Fig. 2.14 : Impact de l'approche de discrétisation sur la SE calculée et erreur associée dans le cas du multicouche T3

Les figures 2.12a, 2.13a et 2.14a montrent respectivement l'efficacité de blindage des trilames T1, T2 et T3 en fonction de l'approche de discrétisation utilisée. Globalement, une bonne cohérence de l'évolution de l'efficacité de blindage est observée pour ces différentes approches pour les fréquences inférieures à 10 kHz.

Les figures 2.12b, 2.13b et 2.14b fournissent une analyse plus détaillée des erreurs associées aux différentes approches. Celles basées sur la théorie des lignes de transmission (INBC, AMSL multicouche) montrent une bonne précision avec une erreur inférieure à 5% sur la plage de fréquences de 1 Hz à 100 kHz. Aux très basses fréquences, les approches Homog.+AMSL2P et Homog. + QS présentent en moyenne la meilleure précision avec une erreur maximale inférieure à 4%. L'erreur commise en utilisant les méthodes INBC et l'AMSL pour les multicouches diminue avec l'augmentation de la fréquence car ces méthodes sont plus adaptées aux hautes fréquences et aux matériaux bons conducteurs électriques [125]. En revanche, plus on s'éloigne de la fréquence de validité de la méthode d'homogénéisation proposée, plus l'erreur commise avec les approches Homog.+AMSL2P et Homog.+QS est grande. Cette limite s'explique par le fait que l'homogénéisation par l'approche énergétique est limitée aux basses fréquences car elle n'est valide et précise que pour $\delta > l$. Néanmoins, les différentes simulations montrent que la méthode reste à chaque fois applicable jusqu'à 4 fois sa fréquence théorique de validité.

Au-delà de 10 kHz, la couche homogénéisée surestime (2.12a et 2.14a) ou sous-estime (2.13a) l'efficacité de blindage du trilame. Cela s'explique par la différence dans la distribution des courants induits dans les couches avec l'apparition de l'effet de peau et donc à la différence des pertes électromagnétiques créées par le blindage. En effet, lorsqu'un champ magnétique pénètre dans la matière, son amplitude décroît à cause de l'énergie qu'il cède à la matière sous forme de courants de Foucault. En remplaçant une structure multicouche par une couche homogénéisée grâce à une approche énergétique « statique », l'énergie cédée à la matière ne

sera pas exactement la même lorsque l'épaisseur de peau diminue et devient inférieure à l'épaisseur de l'écran du blindage.

Pour mieux comprendre cette différence, considérons le cas du trilame T2. Les figures 2.15a, 2.15b et 2.15c montrent respectivement l'évolution de la distribution des courants induits dans l'écran de blindage multicouche et dans la couche homogénéisée équivalente, ainsi que l'évolution des pertes électromagnétiques totales dans les deux cas.

Pour les fréquences de 10 Hz, 100 Hz et 1 kHz ($f < f_{\text{validité}}$), l'épaisseur de peau est supérieure à l'épaisseur du blindage, les courants induits sont uniformes sur toute l'épaisseur de la couche homogénéisée (figure 2.15b) et uniforme sur toute l'épaisseur de chacune des couches dans le cas du trilame (figure 2.15a). Les pertes électromagnétiques sont alors égales dans les deux configurations (Figure 2.15c). Par conséquent, l'efficacité de blindage est la même dans les deux configurations (figure 2.13a).

Pour des fréquences supérieures à 2100 Hz ($f > f_{\text{validité}}$), l'effet de peau dans les deux structures de blindage entraîne un comportement physique différent. À 10 kHz, l'épaisseur de peau reste supérieure à l'épaisseur de la couche d'aluminium et inférieure à celle de la couche d'acier. Cependant, elle devient plus petite que l'épaisseur de la couche homogénéisée. L'atténuation du champ magnétique dans les deux cas est alors différente. En plus des aspects énergétiques, l'inégalité de l'impédance du blindage dans les deux cas avec la montée en fréquence et la suppression des interfaces internes du trilame en l'homogénéisant entraînent des pertes par réflexion différentes. Ce sont ces différences qui justifient l'écart de l'efficacité de blindage observé pour $f > 10$ kHz du trilame et de la couche homogénéisée équivalente.

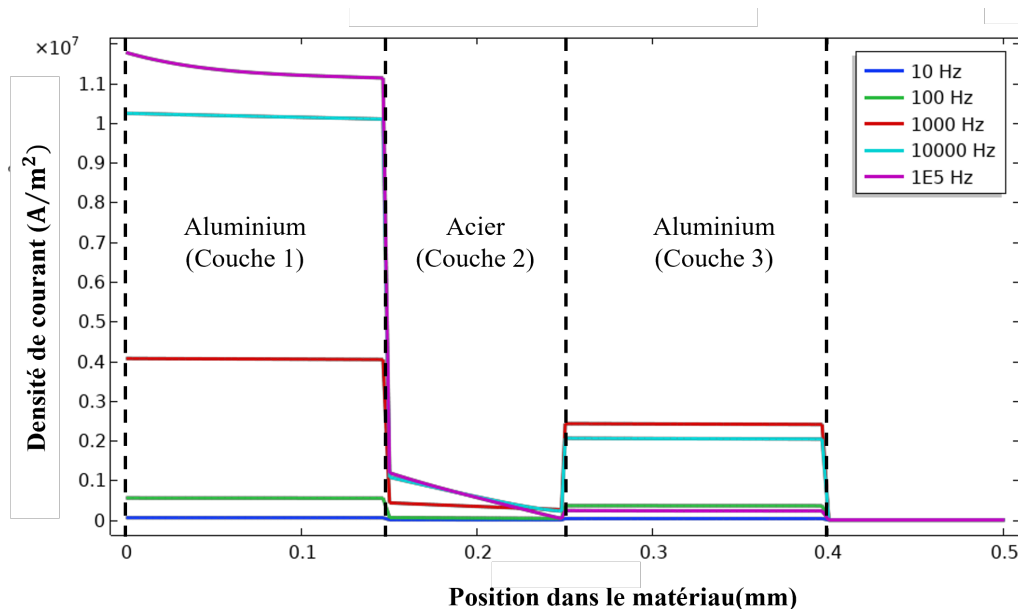


Fig. 2.15a : Évolution de la densité des courants induits dans l'épaisseur du trilame T2 (La Couche 1 est la couche la plus proche de la bobine émettrice).

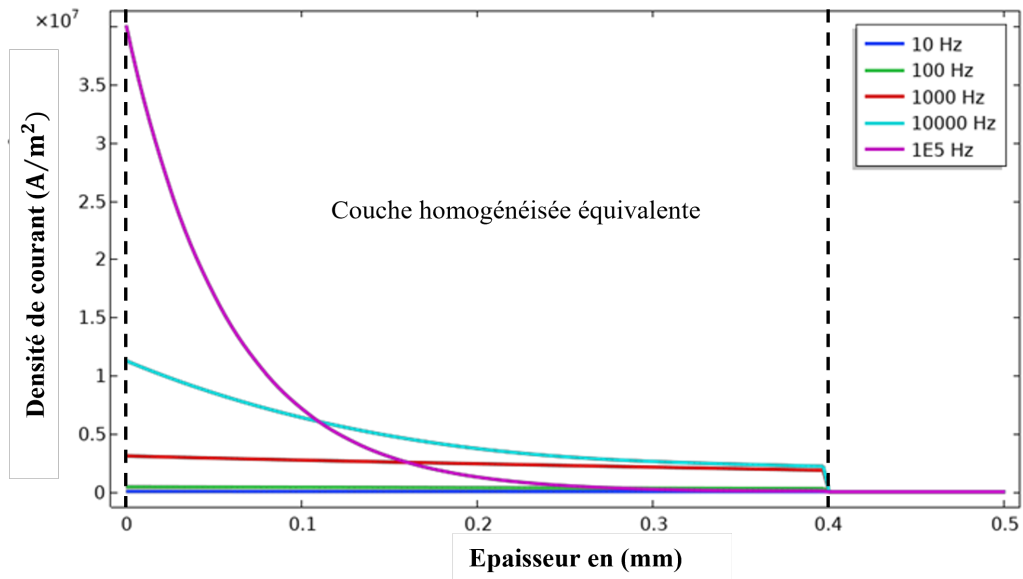


Fig. 2.15b : Évolution de la densité de courants induits dans la couche homogénéisée équivalente à T2

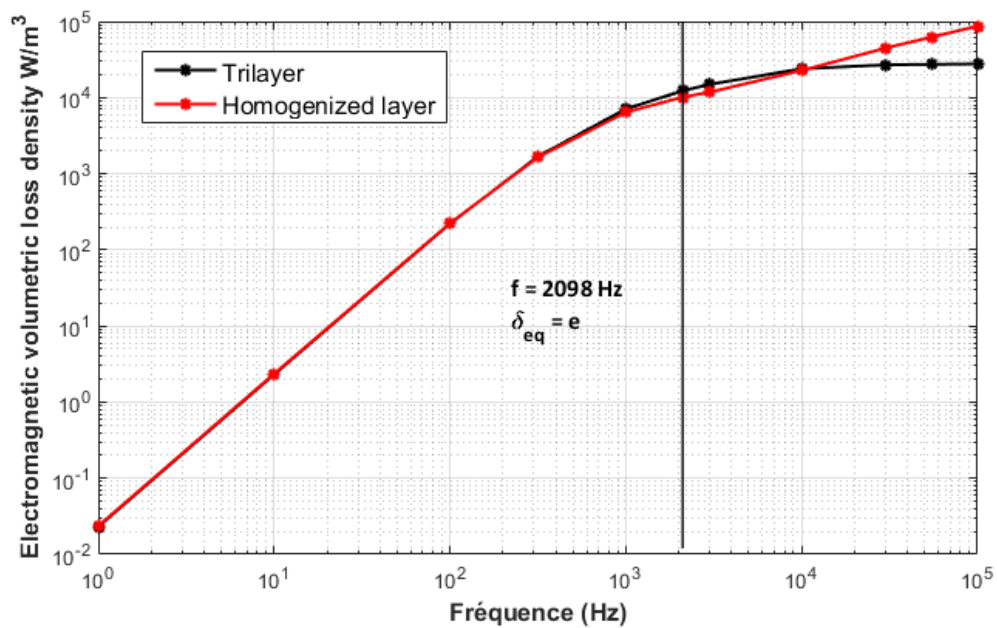


Fig. 2.15c : Évolution des pertes électromagnétiques dans le blindage T2 en fonction de la fréquence

Les temps de simulation associés et l'erreur relative maximale des méthodes de discrétisation considérées sur la plage de fréquences de 1 Hz à 100 kHz sont résumés dans le Tableau 2.4. L'erreur relative en utilisant l'approche Homog.+AMSL2P est déterminée uniquement sur sa plage de fréquences de validité.

Tableau 2.4 : Temps de calcul et erreur relative associés aux différentes approches de maillage

Approche de discrétisation	QS	INBC/TBC	AMSL Multicouche	Homog + QS	Homog + AMSL2P
Temps de calcul (s)	8	5	2	7	4
Erreur relative maximale (%) T1	--	3,7	2,1	2,7	2,7
Erreur relative maximale (%) T2	--	4,9	4,8	3,9	3,9
Erreur relative maximale (%) T3	--	3,2	1,0	9,8	9,8

D'après le Tableau 2.4, la meilleure méthode de discrétisation d'un écran de blindage multicouche plan en termes de précision et de temps de calcul est la méthode AMSL pour multicouches développée dans [129]. Cependant, cette méthode ne peut pas être utilisée dans le cas de multicouches non plans (multicouches présentant des strictions, des fragmentations ou présentant des intermétalliques suite aux recuits thermique) pour lesquels une homogénéisation reste nécessaire.

2.6.5.2. Cas des multicouches présentant des strictions ou des fragmentations

Pour mettre en évidence l'intérêt de l'approche proposée par rapport aux méthodes existantes, intéressons-nous au composite métallique obtenu par laminage à froid des tôles d'aluminium (Al8011, O) et d'acier (DC01). Il a une épaisseur totale de 210 μm , comme indiqué sur la figure 2.16a. Un taux de réduction de 65% a été appliqué aux tôles initiales (Al (250 μm) / Acier (100 μm) / Al (250 μm)) pour obtenir ce composite métallique. Dans ce cas, les méthodes basées sur la théorie des lignes de transmission ne sont pas applicables car les couches ne sont pas planes. Pour éviter une discrétisation classique (fig. 2.16b) qui entraînerait un temps de calcul très long voir des problèmes de convergence dans le cas 3D, l'approche proposée peut être appliquée (figure 2.16c). Les propriétés du matériau homogène de même épaisseur que le composite et obtenues par l'approche énergétique sont les suivantes : $\sigma_{eqRD} = 28,9 \text{ MS/m}$, $\mu_{reqRD} = 40$.

Dans le cas du calcul avec un maillage classique, la taille maximale des éléments a une nouvelle fois été variée jusqu'à ce que la variation de l'efficacité de blindage calculée devienne inférieure à 10^{-3} dB. La figure 2.17a révèle un bon accord entre l'efficacité de blindage calculée grâce aux deux approches. L'erreur maximale avec l'approche Homog.+AMSL2P au lieu du maillage fin du composite métallique est inférieure à 3,3% sur sa plage de fréquences de validité (ici $f < 5000$ Hz).

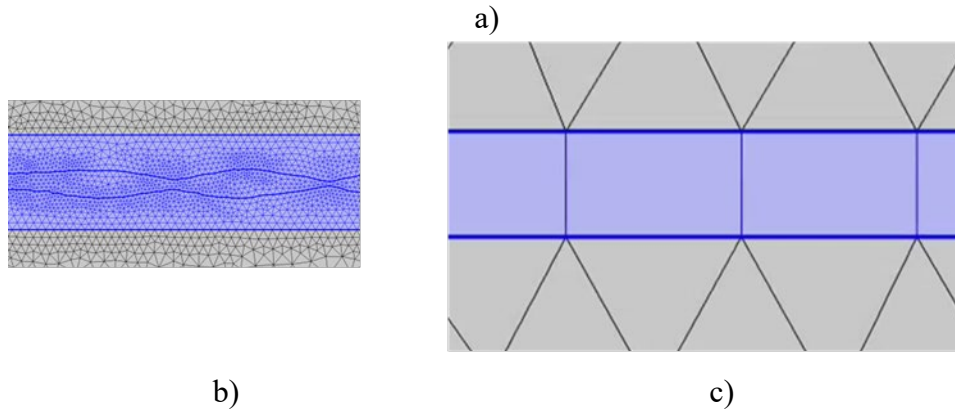
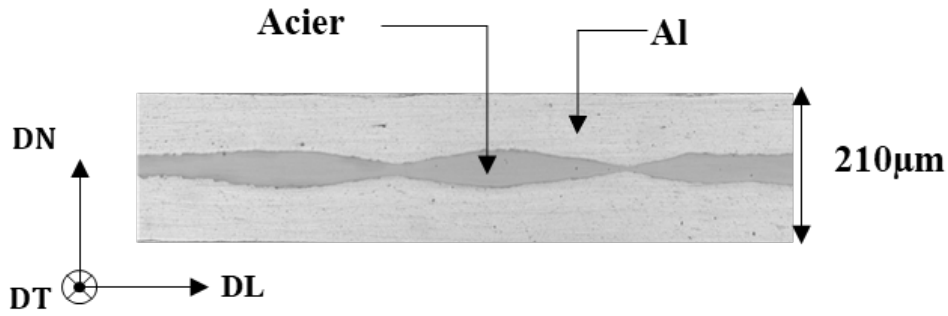


Fig. 2.16 : a) Géométrie d'un trilame Al/Acier/Al présentant des strictions, b) maillage 2D fin du domaine du trilame et c) maillage AMSL après homogénéisation du trilame

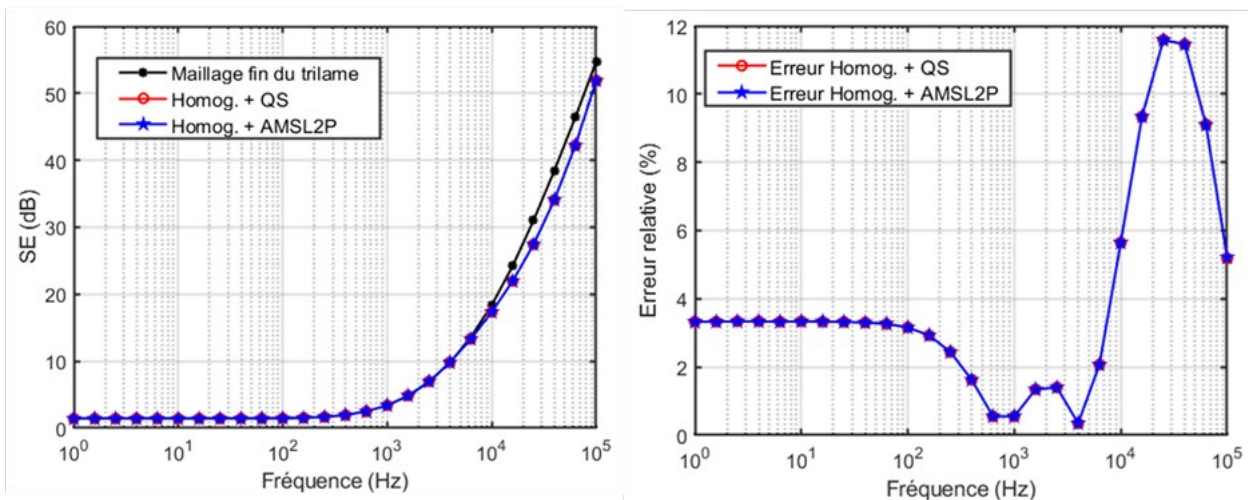


Fig. 2.17 : a) Efficacité de blindage du composite métallique en fonction de la fréquence et b) erreur commise en évaluant l'efficacité de blindage de la couche homogénéisée

Tableau 2.5 : Analyse de l'efficacité de la méthode Homog.+AMSL2P

Maillage	Maillage classique	Homog. + maillage classique	Homog. + AMSL2
Durée de simulation (s)	229	78	18
Erreur relative maximale (%)	--	3,3	3,3

Comme le montre le Tableau 2.5, l'utilisation de l'approche proposée réduit le temps de calcul d'un facteur 13 par rapport à l'utilisation du maillage classique. L'approche proposée peut donc être utilisée pour alléger le calcul de l'efficacité de blindage des composites métalliques.

2.7. Conclusion

Afin de contourner certaines limitations de l'approche AMSL qui ne peut pas être utilisée dans un certain nombre d'applications réelles de blindage magnétique, ce chapitre a introduit une étape supplémentaire pour la modélisation par éléments finis des composites métalliques. Le volume élémentaire représentatif du composite hétérogène est d'abord homogénéisé et la méthode AMSL du second ordre est ensuite appliquée à la couche homogène. Les propriétés effectives de la couche homogène équivalente du VER sont obtenues soit par analogie avec la théorie des circuits électriques et magnétiques dans le cas de couches planes, soit à partir d'une approche énergétique dans le cas de multicouches non plans, telles que celles présentant des strictions/fragmentations. Il a été démontré que l'approche proposée est efficace et facile à mettre en œuvre dans un logiciel commercial. Elle hérite directement des avantages de la méthode AMSL. Par conséquent, le temps de calcul et la mémoire nécessaire sont considérablement réduits. Cependant, comme les propriétés de la couche homogénéisée sont obtenues en condition statique (magnétostatique, électrostatique), la méthode proposée n'est valable que jusqu'à environ quatre fois la fréquence à laquelle l'épaisseur de peau est égale à l'épaisseur de l'écran du blindage. La méthode proposée est donc particulièrement utile pour les applications à basses fréquences telles que la modélisation des écrans de blindage magnétique obtenus par colaminage ou tout type de multicouches conducteurs présentant des strictions ou des fragmentations.

Dans le cadre de cette thèse, au regard des résultats de cette étude, l'approche AMSL multicouche proposée dans [129] sera utilisée pour la modélisation de multicouches plans et la solution AMSL du second ordre appliquée à une couche homogénéisée par l'approche énergétique sera utilisée pour la modélisation de multicouches non plans.

Chapitre 3 : Optimisation des matériaux bimétalliques pour le blindage magnétique basses fréquences

Chapitre 3. Optimisation des matériaux bimétalliques pour le blindage magnétique basses fréquences

3.1. Problématique

La revue de la littérature du chapitre 1 a permis de relever le potentiel de l'association de matériaux bons conducteurs électriques (Al, Cu) à des matériaux ferromagnétiques doux (alliage de fer et/ou de nickel) pour former un écran de blindage magnétique efficace sur un spectre de fréquences étendu. Pour illustrer cet intérêt, considérons les quatre structures d'un écran de blindage en forme de disque de 1 mètre de diamètre décrites ci-dessous :

- L'écran de blindage est constitué d'une seule couche d'aluminium (AA1200 O)
- L'écran de blindage est constitué d'une seule couche d'acier inoxydable (430) dont les propriétés sont décrites dans [9, p. 734]
- L'écran de blindage est constitué de 4 couches alternées (Al/Acier/Al/Acier) et toutes les couches ont la même épaisseur
- L'écran de blindage est constitué de 4 couches alternées (Al/Acier/Al/Acier) et les couches d'acier occupent 75% de l'épaisseur totale. Les deux couches d'acier ont la même épaisseur et il en est de même pour les deux couches d'aluminium.

Dans tous les cas, l'écran de blindage monocouche a la même épaisseur que l'écran de blindage multicouche.

Dans tout ce chapitre, le modèle d'évaluation de l'efficacité de blindage numérique est constitué d'une bobine et d'un blindage plan dont la géométrie a été présentée sur la figure 2.1.

Les figures 3.1.a et 3.1.b donnent respectivement l'évolution de l'efficacité de cet écran de blindage en fonction de son épaisseur totale pour un champ magnétique perturbateur de fréquences 1 kHz et 10 kHz. À 1 kHz, bien que l'efficacité de blindage de l'aluminium soit faible, un blindage à 4 couches constitué de 2 couches d'aluminium et de 2 couches d'acier alternées présente une efficacité de blindage jusqu'à 33% supérieure à celle de la couche d'acier à iso-épaisseur à partir d'une épaisseur totale de blindage de 0,4 mm. On remarque donc qu'à iso épaisseur, le multicouche offre une efficacité de blindage bien supérieure à celle de chacun des matériaux le constituant à partir d'une certaine épaisseur de l'écran de blindage (figure 3.1a). À partir d'une épaisseur totale de 1,1 mm, à 10 kHz, la configuration avec 75% d'acier présente un gain intéressant par rapport à l'écran bimétallique à 50% d'acier (figure 3.1b).

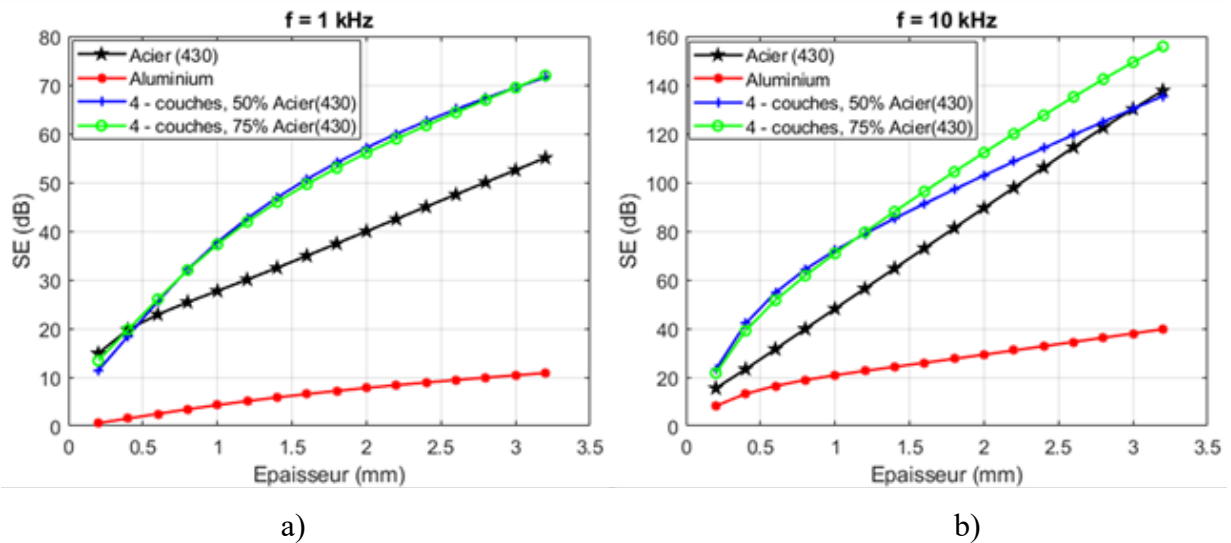


Fig. 3.1 : Illustration de l'intérêt d'un écran multicouche par rapport à un écran monocouche pour le blindage magnétique

Ces résultats montrent que l'efficacité d'un écran de blindage multicouche associant des couches de matériaux ferromagnétiques doux aux couches de matériaux bons conducteurs électriques dépend de la proportion de chaque matériau le constituant, de la fréquence du champ perturbateur et de l'épaisseur totale du blindage.

Ce chapitre se propose d'étudier l'impact de divers paramètres matériaux et géométriques sur l'efficacité de blindage magnétique des écrans bimétalliques de faibles épaisseurs ($l < 1,5 \text{ mm}$) constitués d'aluminium et de mumétal (μM). L'aluminium a été choisi comme matériau conducteur électrique pour sa faible densité massique et son excellente ductilité permettant d'élaborer par colaminage des multicouches plus légers que le matériau ferromagnétique seul. Le μM choisi est un alliage de fer nickel dont la perméabilité magnétique relative varie de 1 à plus de 600 000 et dépend de son état métallurgique, de l'intensité et de la fréquence du champ magnétique perturbateur.

Pour l'étude des différents paramètres pouvant affecter l'efficacité de blindage d'un multicouche constitué d'aluminium et de μM , la loi de comportement $B = \mu_0 \mu_r H$ est utilisée où μ_r est une constante pour le μM afin de simplifier les calculs. Dans tous les cas étudiés, le μM a une conductivité électrique de 1,91 MS/m et une perméabilité relative variable dont la valeur considérée sera précisée pour chaque cas d'étude. L'aluminium utilisé est un alliage recuit de la série 1200 (AA1200, O) et a une conductivité de 34,8 MS/m. Les impacts de la non-linéarité du μM , de sa composition chimique ainsi que de son état métallurgique sur son efficacité de blindage seront étudiés au chapitre 4.

3.2. Étude des paramètres affectant l'efficacité de blindage d'un multicouche

3.2.1. Impact de l'espacement des couches sur l'efficacité de blindage d'un multicouche

Ce paragraphe se propose de vérifier la nécessité ou non d'espacer les couches de métaux par des isolants électriques (des polymères par exemple) dans un écran de blindage magnétique bimétallique de faible épaisseur.

Considérons le trilame illustré sur la figure 3.2.a constitué de deux couches externes de μM ($\mu_r = 1000$) et d'une couche interne d'aluminium. Insérons entre ces couches un isolant électrique de perméabilité relative $\mu_r = 1$ (figure 3.2.b). L'écran de blindage sans espacement a une épaisseur totale $l = 3d$ et celui avec l'isolant a une épaisseur totale $l = 3d + 2e$ où e désigne l'épaisseur de la couche isolante.

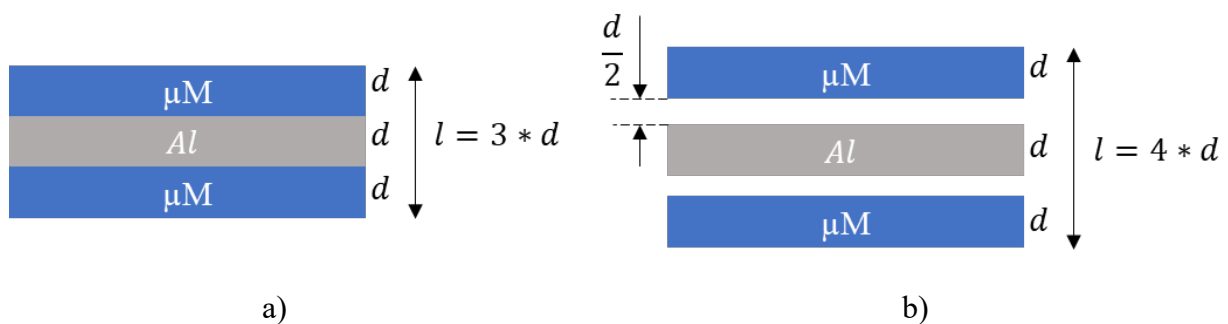


Fig. 3.2. Trilame considéré a) sans espacement ; b) avec espacement des couches métalliques

La figure 3.3 montre l'évolution de l'efficacité de blindage de l'écran bimétallique en fonction de son épaisseur totale et l'apport de l'insertion d'un isolant d'épaisseur $e = d/2$, puis $e = d/3$, lorsque d varie de $50 \mu m$ à $500 \mu m$. D'après ces résultats de simulation, pour $f > 1 kHz$, il n'y a pas d'intérêt d'insérer un isolant entre les couches de métaux. En revanche, pour $f \leq 100 Hz$, pour une épaisseur totale de l'écran de blindage $l > 0,5 mm$, l'espacement des couches peut augmenter l'efficacité de blindage jusqu'à 5%. Le gain en dB est d'autant plus grand que l'épaisseur du composite est importante. Pour $l < 0,3 mm$, les couches isolantes du trilame n'entraînent pas de gain notable en efficacité de blindage.

Ces résultats s'expliquent par la différence des pertes par réflexions multiples dans les deux configurations. En effet, pour les deux multicouches, les pertes par absorption sont quasi identiques car elles sont négligeables en champ proche dans un isolant de faible épaisseur. Cependant, les pertes par réflexions multiples (réflexions aux interfaces internes du trilame) sont augmentées dans le cas où les couches sont espacées, à cause de l'augmentation de la distance séparant les interfaces internes. Étant donné que les pertes par réflexions multiples sont quasi nulles pour $\delta < l$, à partir de la fréquence satisfaisant cette condition, l'espacement des couches ne présente plus d'intérêt. Cette constatation pourrait justifier le manque d'intérêt d'espacer les couches pour $f > 1 kHz$.

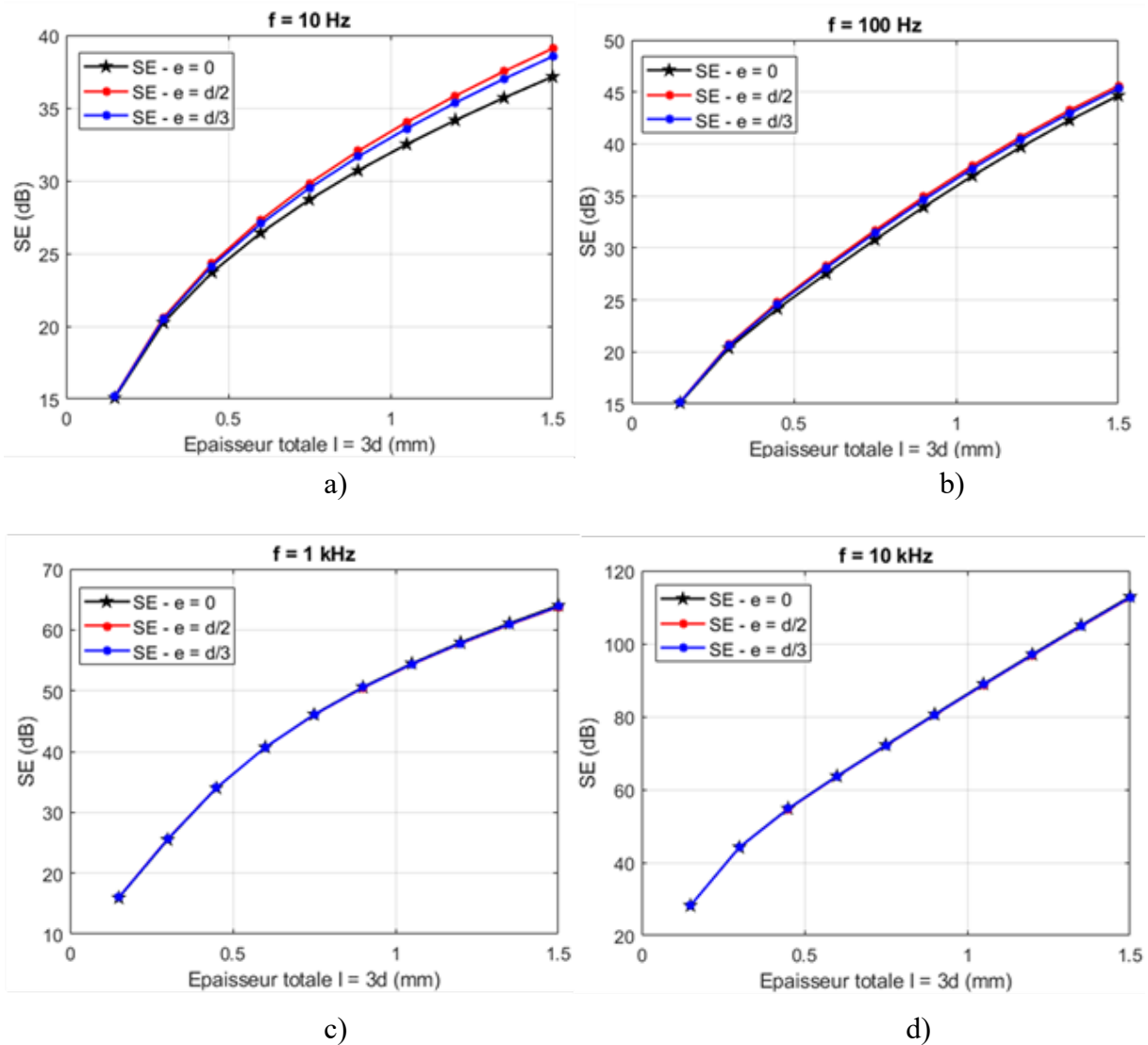


Fig. 3.3 : Impact de l'insertion d'un isolant entre les couches métalliques du trilame à différentes fréquences : a) $f = 10$ Hz ; b) $f = 100$ Hz ; c) $f = 1$ kHz ; d) $f = 10$ kHz

L'espacement des couches à très basses fréquences ($f < 100$ Hz) peut donc améliorer sensiblement l'efficacité de blindage d'un matériau bimétallique. Ce résultat reste vérifié même en variant la perméabilité magnétique relative des couches de μM de 1 000 à 15 000 (figure 3.4). Toutefois, espacer les couches revient à augmenter le volume et éventuellement la masse de l'écran du blindage. L'isolant permettant d'espacer ces multicouches devra donc être suffisamment léger pour minimiser la masse totale du blindage.

En remplaçant la couche isolante par de l'aluminium, on note une hausse de l'efficacité de blindage comme le montre la courbe verte sur la figure 3.4. Ce gain avec la couche supplémentaire d'aluminium à la place de l'isolant électrique est conservé même à 1 kHz, fréquence à laquelle l'espacement des couches par un isolant électrique ne présente plus d'intérêt (figure 3.4b).

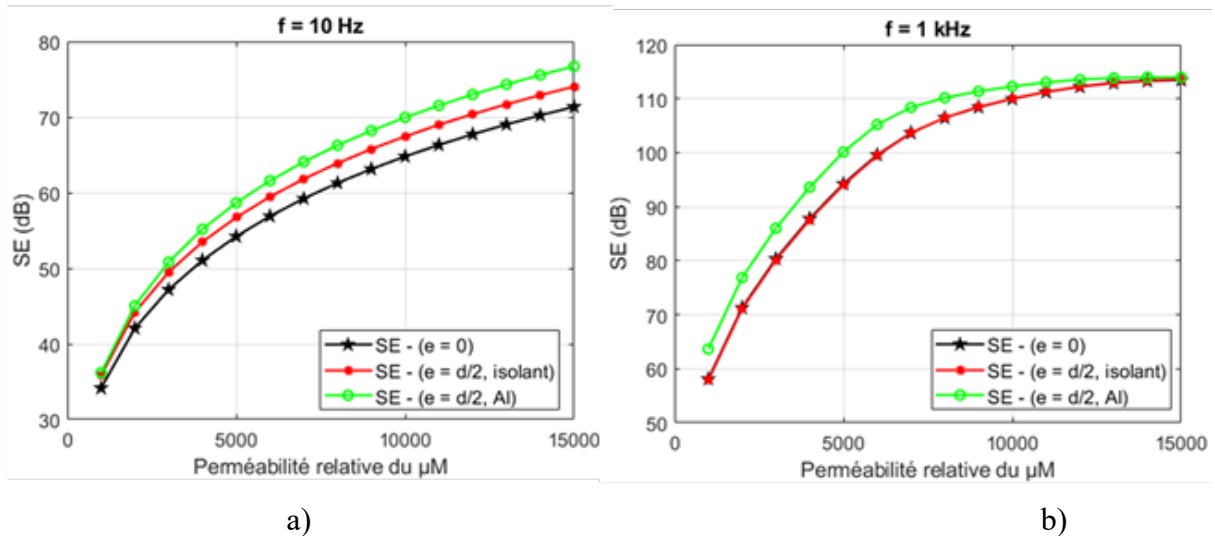


Fig. 3.4 : Impact de l'espacement des couches du trilame en fonction de la perméabilité magnétique relative du μM pour un champ perturbateur de fréquence a) $f = 10 \text{ Hz}$; b) $f = 1 \text{ kHz}$

En conséquence, espacer des couches métalliques par un isolant électrique n'est pas nécessaire dans le cas de l'optimisation d'un matériau bimétallique de faible épaisseur ($l < 1,5 \text{ mm}$) pour le blindage magnétique sur une bande de fréquence allant du DC à 10 kHz ou plus. L'espacement des couches ne sera donc pas pris en compte dans la suite de cette étude.

3.2.2. Impact de l'ordre des couches

Afin d'étudier l'impact de l'ordre des couches sur l'efficacité d'un écran de blindage constitué de couches d'aluminium et de couches de μM , considérons les trilames $\text{Al}/\mu M/\text{Al}$ et $\mu M/\text{Al}/\mu M$ élaborés par colaminage. Le procédé d'élaboration de ces trilames sera détaillé au chapitre 4. Une section longitudinale de ces deux trilames observée au microscope optique est présentée sur la figure 3.5. L'épaisseur de ces deux trilames est comme suit : $\mu M(170\mu m) / \text{Al}(65\mu m) / \mu M(165\mu m)$ et $\text{Al}(41\mu m) / \mu M(331\mu m) / \text{Al}(28\mu m)$. L'incertitude de mesure de ces épaisseurs est de l'ordre de $\pm 10\mu m$. Les deux trilames ainsi élaborés ont une épaisseur totale d'environ $400 \mu m$. Ils ont pour dimension $3\text{cm} \times 3\text{cm} \times 400\mu m$.

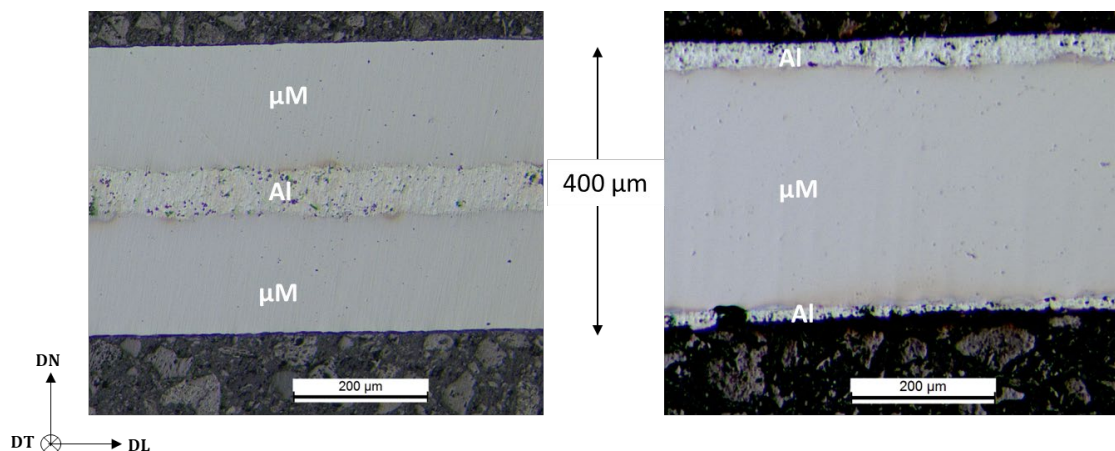


Fig. 3.5 : Coupe longitudinale des trilames a) $\mu M/\text{Al}/\mu M$ et b) $\text{Al}/\mu M/\text{Al}$

Après le colaminage, les tôles de μ métal perdent leur perméabilité magnétique optimale à cause de la déformation plastique appliquée qui conduit à l'écroutissage des tôles (augmentation de la densité de dislocations). Ces aspects font l'objet d'une étude détaillée au chapitre 4. Les tôles de μ M après colaminage seront désignées par « μ M laminé ».

Afin de déterminer la nouvelle perméabilité magnétique du μ M après colaminage, un modèle 3D représentatif du banc de mesure (du point de vue électromagnétique) a été utilisé. Ce modèle correspond à celui présenté sur la figure 2.10. Un balayage paramétrique de la perméabilité magnétique du μ métal permettant d'obtenir les mêmes efficacités de blindage que celles mesurées en statique permet de déterminer la perméabilité relative du μ M laminé. Bien que ce dernier ait un comportement magnétique non linéaire, cette approximation nous permet d'étudier d'une façon simplifiée l'impact de l'ordre des couches. Grâce à cette méthode, la perméabilité magnétique μ_r du μ M laminé est trouvée égale à 67 ce qui montre une chute très nette par rapport à la valeur initiale. L'efficacité de blindage mesurée pour les deux trilames ainsi que les résultats de simulation du modèle éléments finis sont présentés sur la figure 3.6.

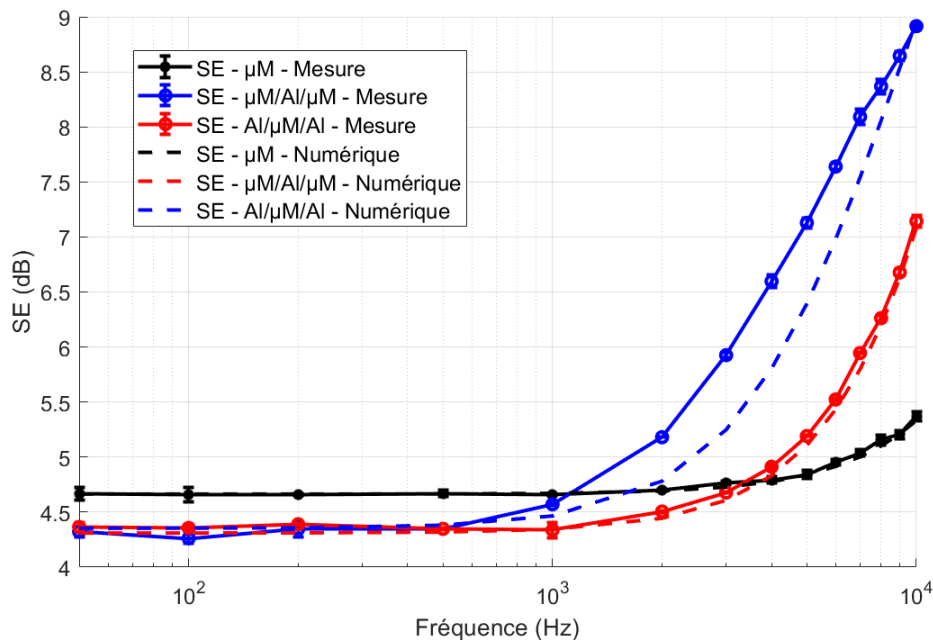


Fig. 3.6 : Efficacité de blindage en fonction de la fréquence du μ M et des trilames μ M/Al/ μ M et Al/ μ M/Al

Les différences observées entre l'efficacité de blindage mesurée et celle simulée dans le cas des trilames peuvent être imputées à la légère variation de l'épaisseur des couches d'une position de mesure à une autre qui ne peut être prise en compte dans la simulation.

Bien que les deux trilames aient approximativement la même épaisseur d'aluminium et la même épaisseur totale de μ M, leur efficacité de blindage en fonction de la fréquence diffère. Cette différence met en exergue l'impact de l'ordre de superposition des couches sur l'efficacité de blindage d'un écran bimétallique. En effet, pour $f < 500$ Hz, l'efficacité de blindage magnétique de l'aluminium est pratiquement nulle et donc seul le μ M participe au blindage

magnétique par absorption et canalisation du flux magnétique. L'épaisseur du μM étant pratiquement la même dans les deux configurations, l'efficacité de blindage des deux trilames est alors quasi identique. Cependant, lorsque l'on monte en fréquence, les couches d'aluminium participent à l'atténuation du champ perturbateur grâce à la circulation des courants de Foucault, et leur position dans le trilame va alors influencer son efficacité de blindage.

Pour mieux expliquer cette différence, considérons l'évolution de l'efficacité de blindage des deux trilames en configuration plan infini, évaluée à partir de la décomposition de Schelkunoff étendue aux multicouches (figure 3.7a).

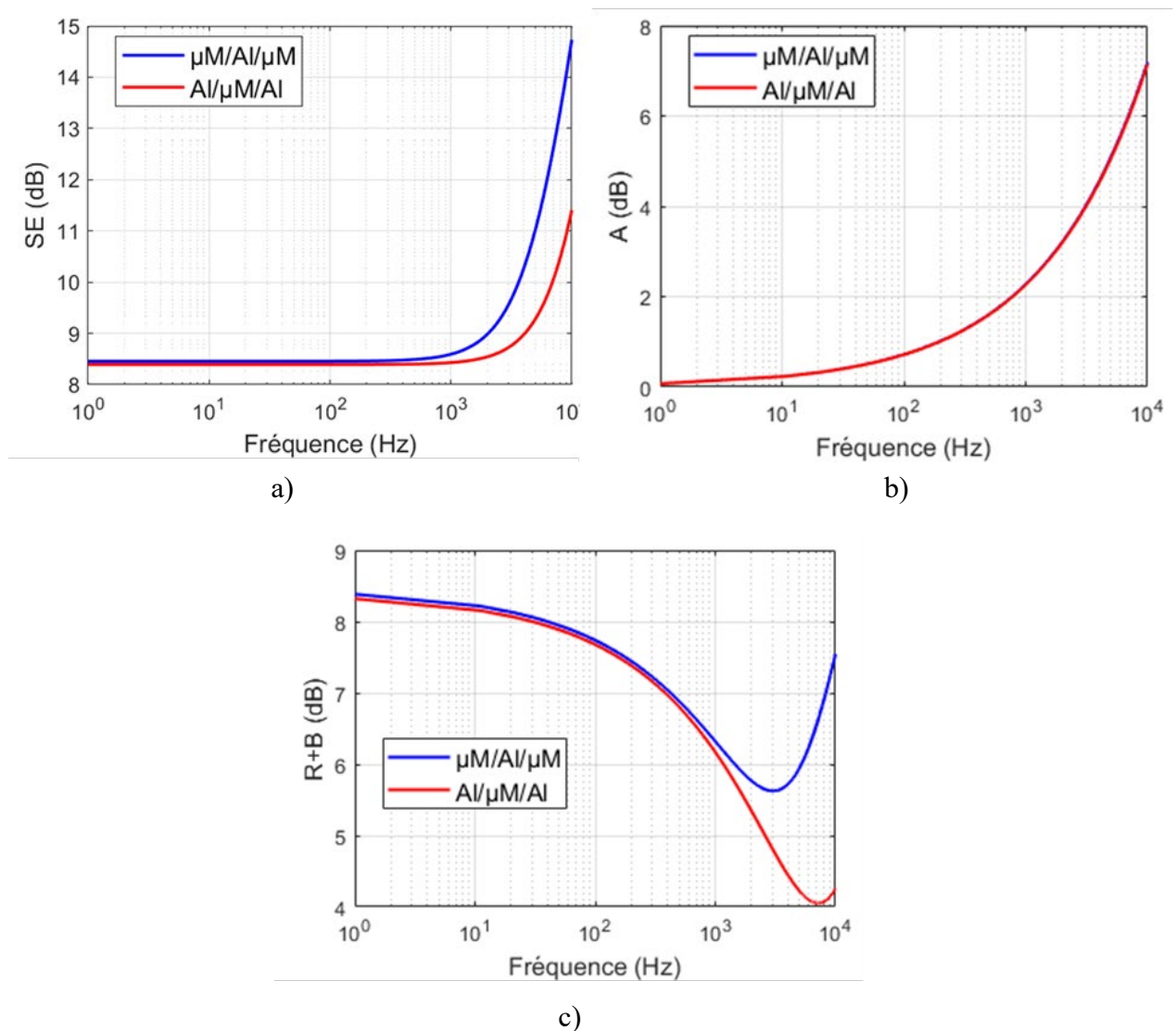


Fig. 3.7 : Décomposition de Schelkunoff de l'efficacité de blindage des trilames $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$ et $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$: a) Efficacité de blindage magnétique, b) efficacité de blindage due aux pertes par absorption et c) efficacité de blindage due aux pertes par réflexions

L'évolution de l'efficacité de blindage avec la fréquence évaluée par l'expression analytique concorde avec celle mesurée et celle obtenue par simulation numérique sur les échantillons de dimensions réduites présentés sur la figure 3.6. Pour les deux trilames, l'atténuation par

absorption (figure 3.7b) du champ perturbateur est identique. Cela résulte du fait que l'ordre de superposition des matériaux n'affecte pas l'énergie totale que le champ perturbateur cède à l'écran de blindage. La différence est donc essentiellement liée aux pertes par réflexions et réflexions multiples (figure 3.7c). En effet, les réflexions étant liées à la différence des impédances des milieux successifs traversés par l'onde, l'ordre optimal est celui qui maximise les pertes par réflexions successives subies par l'onde à l'intérieur du blindage multicouche. En plus de ces désadaptations d'impédance aux interfaces de l'écran de blindage multicouche, il faut tenir également compte de l'atténuation exponentielle du champ à l'intérieur de chaque couche. Ce phénomène fera l'objet d'une étude détaillée à la section 3.6.

3.2.3. Impact du nombre de couches

Afin d'évaluer l'impact du nombre de couches sur l'efficacité de blindage d'un écran bimétallique, considérons deux écrans de blindage d'épaisseur 1 mm dont l'un est composé de 4 couches et l'autre de 5 couches. Ces deux écrans ont les structures suivantes : Al/ μ M/Al/ μ M et Al/ μ M/Al/ μ M/Al. L'épaisseur totale de l'aluminium dans les deux configurations est de 500 μ m et l'épaisseur totale du μ M est également de 500 μ m. Pour cette simulation à iso-épaisseur, la perméabilité relative du μ M est fixée à $\mu_r = 1\ 000$. Cette valeur de μ_r permet de mieux illustrer l'impact du nombre de couches sur l'efficacité d'un écran de blindage bimétallique. La figure 3.8 illustre les résultats du calcul analytique (efficacité de blindage en configuration plan infini) ainsi que les résultats de simulation numérique avec un modèle 2D axisymétrique dans lequel les écrans de blindage ont la forme d'un disque de 1m de rayon.

Les résultats des calculs numériques et ceux de l'évaluation analytique concordent sur l'évolution de l'efficacité de blindage des deux multicouches en fonction de la fréquence (figure 3.8). La différence observée pour $f < 3$ kHz est liée aux approximations des impédances d'onde en champ proche dans le modèle analytique discutées au chapitre 2.

La figure 3.8 montre que même à iso épaisseur et à iso masse, l'efficacité de blindage d'un écran bimétallique est fonction du nombre de couches. Elle montre également que l'augmentation du nombre de couches n'entraîne pas nécessairement une amélioration de l'efficacité de blindage pour une bande de fréquences donnée. Cela s'observe notamment pour l'efficacité de blindage des configurations à 4 couches et à 5 couches entre 50 Hz et 4 kHz. Sur cette bande de fréquences, l'efficacité de blindage de l'écran à 4 couches présente une hausse allant de 0 à 5% par rapport à celle de la structure à 5 couches. A l'inverse, pour $4\text{ kHz} < f < 20\text{ kHz}$, l'écran à 5 couches présente une hausse en efficacité de blindage allant de 0 à 7% par rapport à l'écran à 4 couches. Cet exemple montre que pour chaque bande de fréquences, il existe un nombre optimal de couches permettant d'atténuer efficacement le champ magnétique.

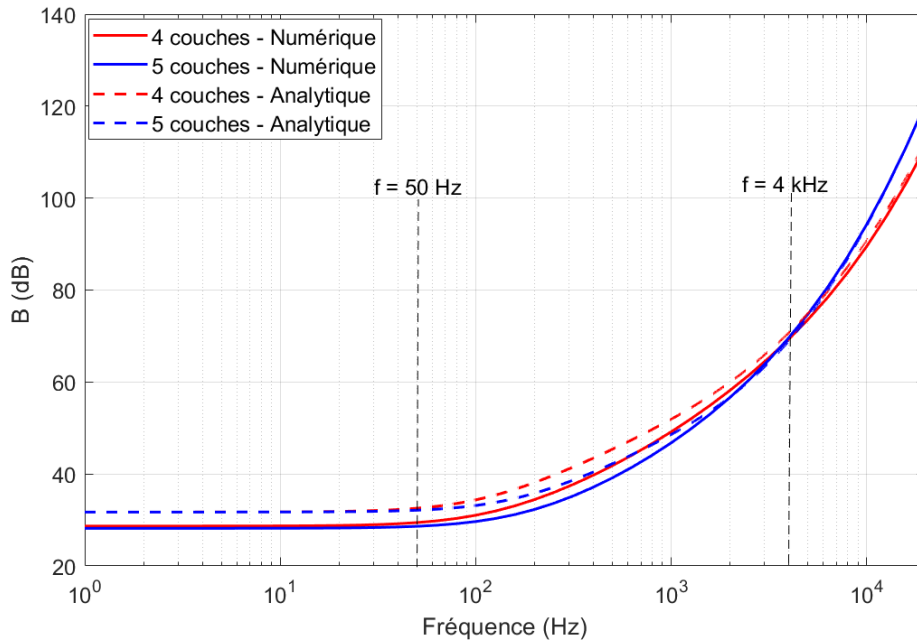


Fig. 3.8 : Impact du nombre de couches sur l'efficacité de blindage d'un multicouche d'épaisseur totale $l = 1 \text{ mm}$

Le fait que la structure à 4 couches soit plus efficace que celle à 5 couches entre 50 Hz et 4 kHz peut s'expliquer par les épaisseurs des couches d'aluminium et par l'effet de l'augmentation des interfaces internes. Dans les deux configurations, l'épaisseur totale de μM est conservée (2 couches de $250\mu\text{m}$) alors que celle d'aluminium a changé (2 couches de $250\mu\text{m}$ dans la configuration à 4 couches contre 3 couches de $166,7\mu\text{m}$ dans la configuration à 5 couches). L'ajout d'une couche supplémentaire d'aluminium crée une interface supplémentaire dont la contribution au blindage est plutôt néfaste sur cette bande de fréquences. En effet, les pertes par réflexions multiples (B) sont négatives (les réflexions multiples renforcent l'intensité du champ magnétique transmis) et croissent avec la fréquence (figure 3.9b) jusqu'à ce que l'épaisseur de peau du matériau ayant le plus petit produit $\sigma * \mu$ soit inférieure à l'épaisseur de la couche de ce matériau (dans notre cas d'étude la couche d'aluminium). Remplacer deux couches d'aluminium par trois diminue l'épaisseur de chaque couche d'aluminium, ce qui entraîne des pertes par réflexions multiples dans la configuration à 5 couches négativement plus grandes que celles à 4 couches pour $f > 100 \text{ Hz}$ (figure 3.9b). Le gain en atténuation par réflexion simple (R) (figure 3.9a) dû à l'interface supplémentaire d'aluminium ne compense pas cette diminution des pertes par réflexions multiples sur cette bande de fréquences (figure 3.9c). En conséquence, de 50 Hz à 4 kHz, l'écran de blindage à 4 couches est plus efficace que celui à 5 couches (figure 3.8).

En revanche, pour $f > 4 \text{ kHz}$, les pertes par réflexion simple dues à l'interface supplémentaire de la couche d'aluminium compensent largement la diminution des pertes par réflexions multiples (figure 3.9c) ce qui se traduit par une hausse de l'efficacité de blindage de la structure à 5 couches par rapport à la structure à 4 couches.

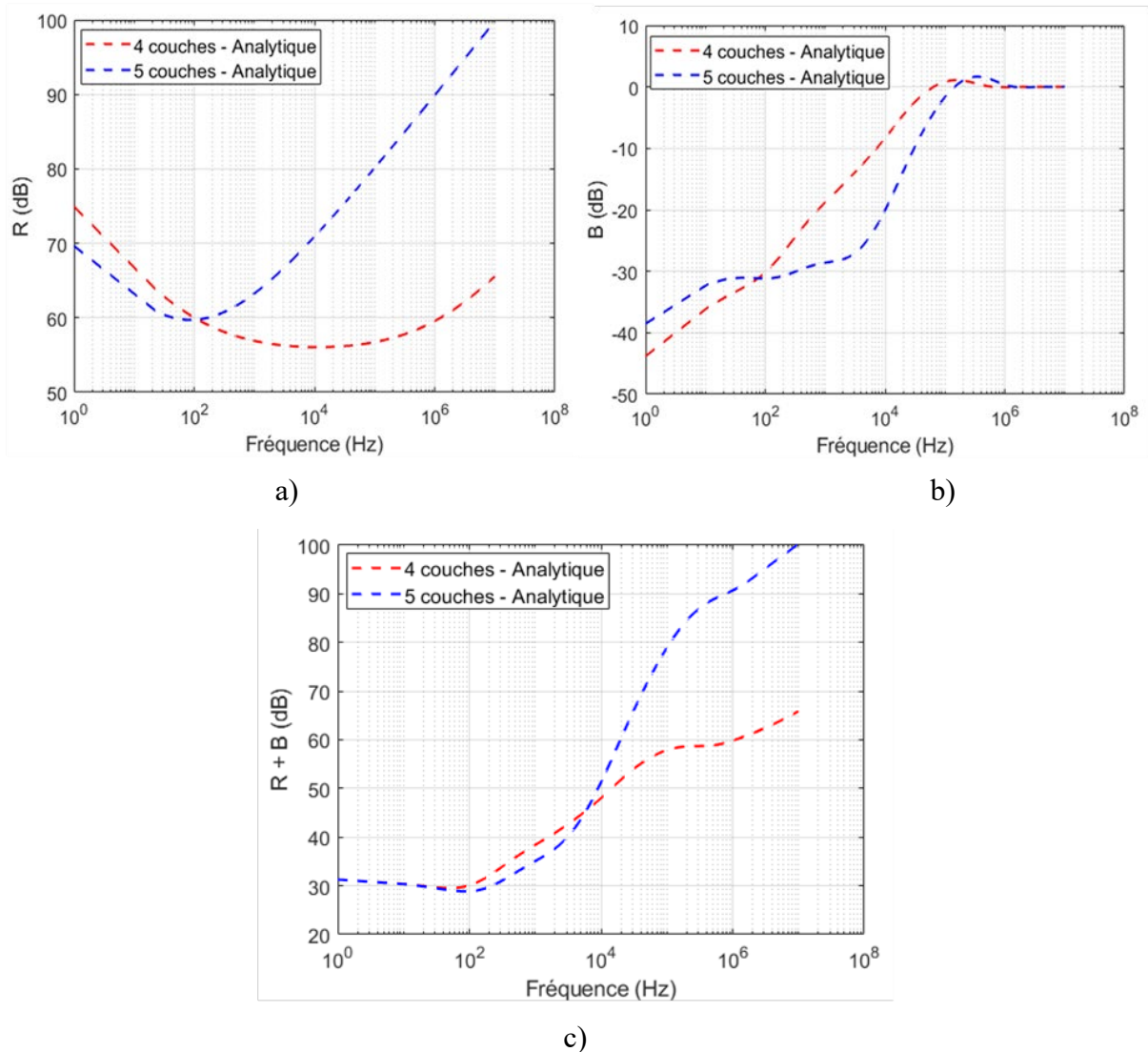


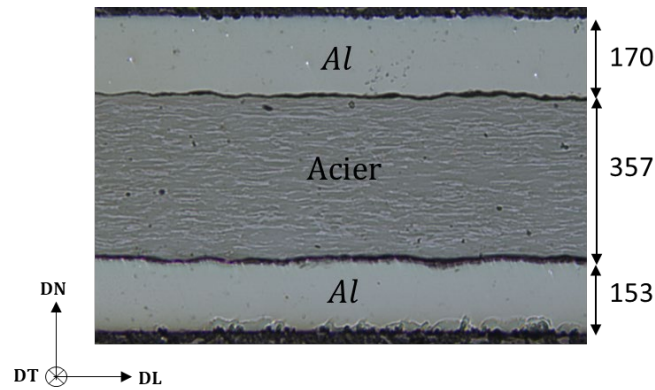
Fig. 3.9 : a) Coefficient de réflexion simple (R), b) coefficient de réflexions multiples (B) et c) total des pertes par réflexion ($R+B$) des configurations $Al/\mu M/Al/\mu M$ et $Al/\mu M/Al/\mu M/Al$

L'impact sur l'efficacité de blindage de l'augmentation du nombre de couches d'un écran de blindage magnétique est donc fonction de l'épaisseur des couches et du produit $\mu * \sigma$ des matériaux le constituant. Plus ce produit est grand et plus faible sera la fréquence à partir de laquelle l'augmentation du nombre de couches entrainera une hausse de l'efficacité de blindage.

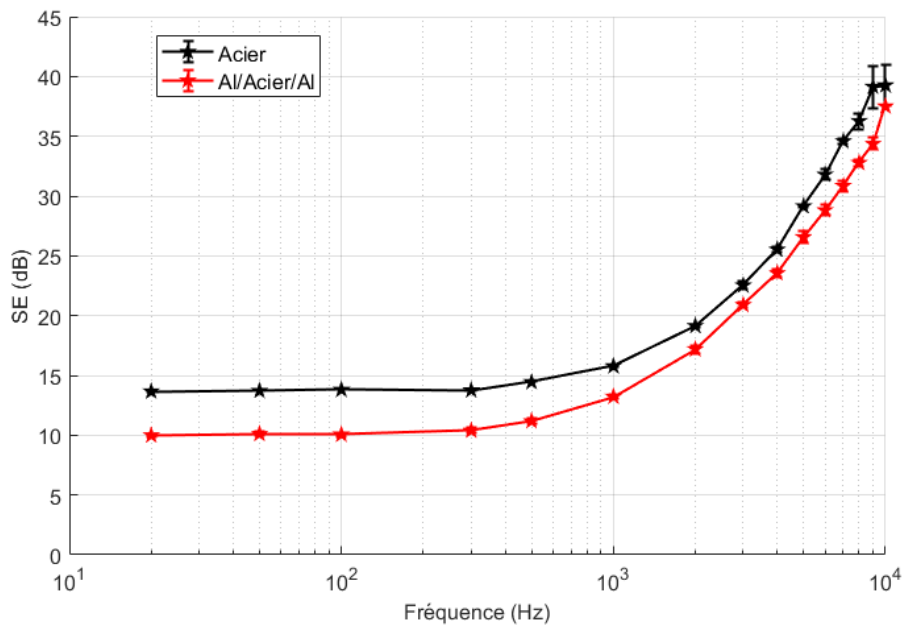
3.3. Intérêt d'un algorithme pour la détermination de la configuration optimale d'un multicouche

L'association des couches conductrices électriques et des couches de matériaux ferromagnétiques doux pour former un écran de blindage bimétallique n'est pas toujours bénéfique si l'épaisseur des couches, l'ordre des couches de matériaux, et/ou le nombre de couches sont choisis sans prendre des précautions. Dans les différents cas d'études présentés précédemment, quel que soit l'ordre et le nombre de couches, il existe une fréquence à partir de laquelle l'écran bimétallique est plus efficace que les monocouches le constituant. On se

propose dans cette partie de montrer que cette conclusion n'est pas généralisée. Pour illustrer un contre-exemple, un trilame Al/Acier/Al noté T1 a été élaboré. La structure de ce trilame ainsi que l'épaisseur de chaque couche est indiquée sur la figure 3.10a. L'acier utilisé est un acier DC04 électrozingué. Sa perméabilité magnétique relative après laminage est $\mu_r = 163$ et sa conductivité électrique est $\sigma = 9,3 \text{ MS/m}$. Les tôles d'aluminium (AA1200, O) ont une épaisseur initiale de $500\mu\text{m}$ et la tôle d'acier a une épaisseur initiale de 1 mm . Un taux de réduction de 66% a été appliqué aux tôles initiales pour obtenir ce trilame. Le trilame T1 ainsi élaboré a pour dimension $90\text{mm} \times 90\text{mm} \times 0,68\text{mm}$. L'efficacité de blindage en fonction de la fréquence de ce trilame est comparée à celle du monocouche d'acier également laminée de mêmes dimensions. On remarque que sur toute la bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz , l'efficacité de blindage du trilame reste inférieure à celle de l'acier (Figure 3.10b). Ces résultats de mesure montrent qu'il n'y a donc pas d'intérêt à élaborer un tel matériau bimétallique pour le blindage magnétique basse fréquences.



a)



b)

Fig. 3.10 : a) Trilame Al/Acier/Al élaboré par colaminage à froid et b) Comparaison de l'efficacité de blindage de ce trilame à celle du monocouche d'acier à iso-épaisseur

En conservant l'épaisseur totale du trilame T1, l'épaisseur des couches et l'ordre de superposition des couches ont été modifiés afin de considérer les quatre structures de l'écran bimétallique suivants :

- T1 : Al(170 μ m)/Acier(357 μ m)/Al(153 μ m)
- T2 : Acier(178,5)/Al(323 μ m)/Acier(178,5 μ m)
- T3 : Al(40 μ m)/Acier(600 μ m)/Al(40 μ m)
- T4 : Acier(410 μ m)/Al(80 μ m)/Acier(190 μ m)

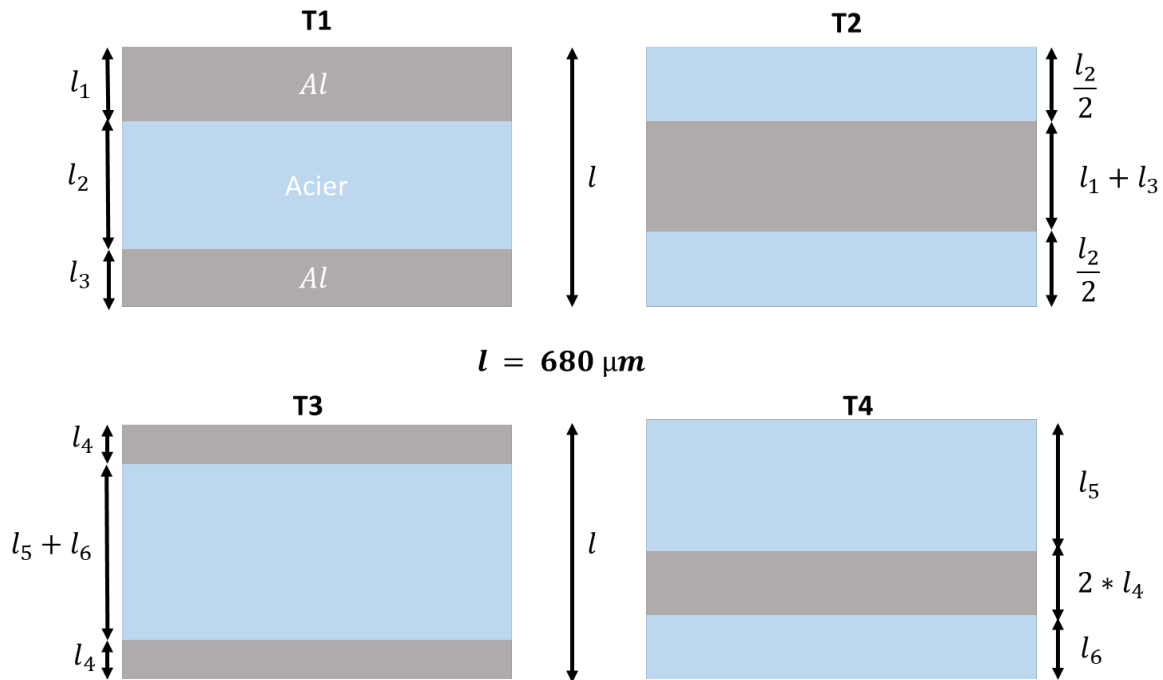


Fig. 3.11 : Illustration des différentes configurations considérées pour étudier l'impact du choix des épaisseurs et de l'ordre des couches d'aluminium et d'acier sur l'efficacité de l'écran bimétallique

Dans les quatre cas considérés, l'épaisseur totale du trilame vaut 680 μ m. Le premier cas correspond au trilame T1 présenté à la figure 3.10a. Le deuxième cas représente un trilame dans lequel l'épaisseur totale des couches d'acier ainsi que l'épaisseur de la couche d'aluminium sont égales à celles de T1. En revanche, l'ordre de superposition des couches a été inversé. Le troisième cas représente une diminution de l'épaisseur des couches d'aluminium au profit de la couche d'acier. Enfin, le quatrième cas constitue un changement d'ordre des couches du troisième cas avec conservation des épaisseurs totales des matériaux. Les résultats du calcul analytique présentés sur la figure 3.12 permettent de comparer l'efficacité de blindage de ces trilames à celle d'un écran de blindage monocouche d'acier de même épaisseur.

L'évolution de l'efficacité de blindage en fonction de la fréquence de l'écran monocouche d'acier et du trilame T1 est cohérente avec les données de mesure représentées sur la figure 3.10b. Le trilame T1 est donc moins efficace que l'acier à iso épaisseur du statique à 10 kHz. On remarque que l'ordre Al/Acier/Al est peu intéressant quelles que soient les épaisseurs des

couches d'aluminium choisies. En effet, même avec des épaisseurs de 40 μ m d'aluminium de part et d'autre de la couche d'acier, l'efficacité de blindage du trilame reste inférieure à celle du monocouche d'acier sur toute la bande de fréquences (cas du trilame T3). En changeant l'ordre de superposition des couches (trilame T2), le trilame devient intéressant entre 1,2 kHz et 5,4 kHz. Le trilame T4 est un choix optimal sur la bande de fréquences du DC à 10 kHz. En insérant 80 μ m d'aluminium entre 2 couches d'acier (T4), on obtient un trilame dont l'efficacité de blindage est supérieure à celle du monocouche d'acier sur la bande de fréquences de 0,8 kHz à 10 kHz. Cet exemple illustre l'impact cumulé de l'épaisseur de chaque couche et de l'ordre des couches sur l'efficacité de blindage d'un trilame. Nous avons ainsi montré qu'un mauvais choix de l'épaisseur et de l'ordre de superposition des couches peut entraîner un manque d'intérêt d'un écran bimétallique par rapport à un écran monocouche à iso-épaisseur.

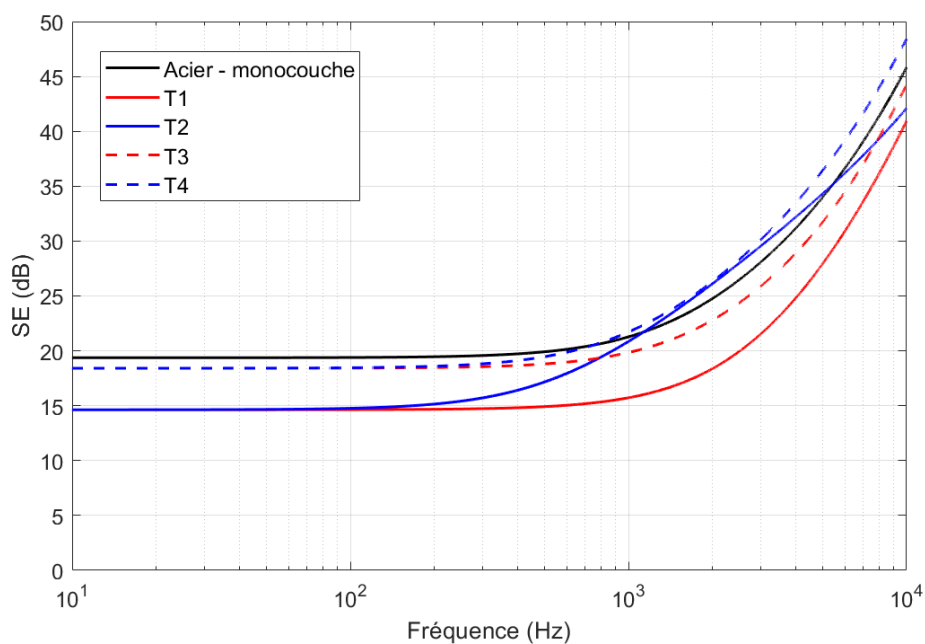


Fig. 3.12 : Comparaison de l'efficacité de blindage de l'acier et de quelques trilames par une approche analytique

Somme toute, l'efficacité d'un écran de blindage magnétique constitué de couches de matériaux conducteurs électriques et de couches de matériaux magnétiques va dépendre, en plus des paramètres des matériaux le constituant, du nombre de couches, de l'épaisseur de chaque couche et de l'ordre de superposition des couches. Les différents cas étudiés permettent de déduire que, pour une épaisseur totale du blindage fixée et les matériaux à associer connus, il existe un nombre optimal de couches, un ordre de superposition optimal des couches et une épaisseur optimale de chaque couche. La section suivante propose un algorithme simple et efficace pour la détermination des paramètres optimaux d'un écran de blindage bimétallique.

3.4. Algorithme génétique pour la détermination des paramètres optimaux d'un écran de blindage bimétallique

L'objectif de cette partie est de proposer une méthode pour la détermination des paramètres géométriques d'un multicouche permettant d'optimiser son efficacité de blindage à iso épaisseur. Optimiser un écran de blindage multicouche sur une bande de fréquences donnée revient à choisir le nombre de couches, l'épaisseur de chaque couche ainsi que l'ordre de superposition des couches permettant de maximiser l'aire sous la courbe $SE(f)$ illustrée sur la figure 3.13 et donnée par la relation $A = \int_{f_{\min}}^{f_{\max}} SE(f)df$. Ainsi, la fonction à minimiser (S), dite fonction objectif, peut être définie par l'équation 3.1.

$$S = (f_{\max} - f_{\min}) * SE_{\max} - \int_{f_{\min}}^{f_{\max}} SE(f)df \quad (3.1)$$

En approximant le terme contenant l'intégrale par la méthode des trapèzes, l'expression (3.2) permet une approximation de la fonction objectif.

$$S \approx (f_{\max} - f_{\min}) * SE_{\max} - \Delta f * \left(\frac{SE_{\max} + SE_{\min}}{2} + \sum_{i=1}^{n-1} SE(f_{\min} + i * \Delta f) \right) \quad (3.2)$$

Où l'étendue de la bande de fréquences d'intérêt est divisée en (n) intervalles de largeur Δf . Pour limiter les erreurs d'approximation, Δf est fixé à 1 ($\Delta f = 1$). L'efficacité de blindage est évaluée en utilisant la décomposition de Schelkunoff basée sur l'expression de l'impédance d'onde proposée par Whitehouse et al [10]. C'est l'expression analytique la plus précise en champ proche d'après l'étude comparative effectuée au chapitre 2 (section 2.2).

L'algorithme d'optimisation basé sur cette fonction objectif maximise donc l'efficacité de blindage moyenne sur une bande de fréquences donnée dans les conditions de champ proche. Elle est soumise à deux principales contraintes définies par les relations 3.3. Ces contraintes permettent de déterminer l'épaisseur optimale de chaque couche l_i en conservant l'épaisseur totale du multicouche l égale à une valeur prédéfinie.

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n l_i = l \\ 0 \leq l_i \leq l \end{cases} \quad (3.3)$$

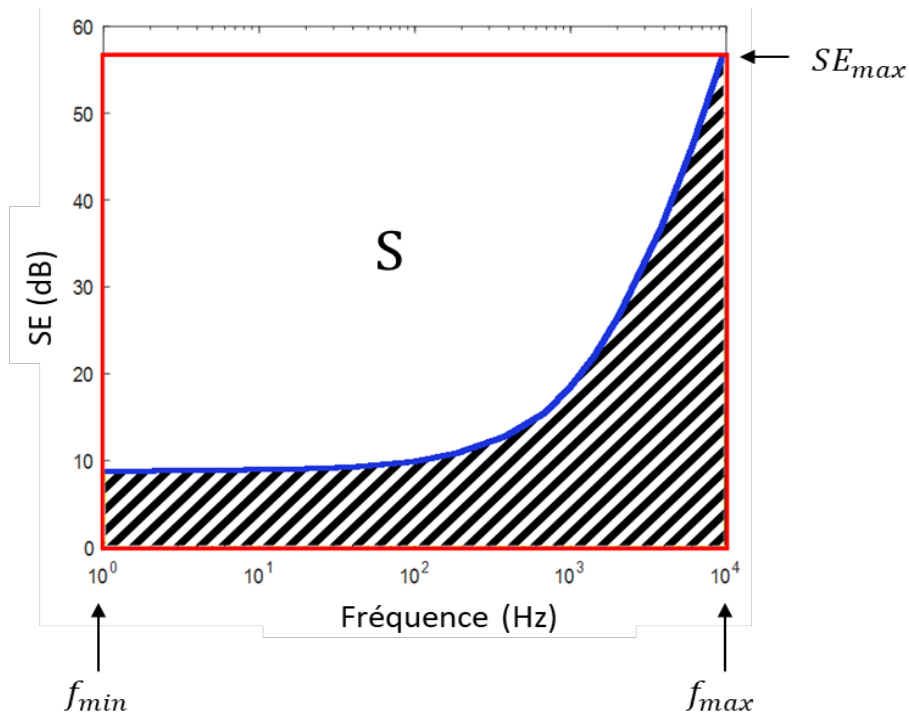


Fig. 3.13 : Définition de la fonction objectif S

L'algorithme d'optimisation est schématisé sur la figure 3.14. Le choix de la configuration optimale est effectué grâce aux algorithmes génétiques disponibles dans la bibliothèque d'optimisation sous Matlab. Ces algorithmes font partie de la famille des algorithmes stochastiques dits évolutionnistes qui permettent d'éviter de converger sur des minima locaux. C'est une méthode d'optimisation bio inspirée où l'objectif est de faire évoluer un ensemble de solutions à un problème donné afin de trouver les meilleurs résultats. Cette méthode est très utilisée en électromagnétisme afin de trouver des solutions approchées à des problèmes complexes ou encore pour déterminer des paramètres optimaux d'un système complexe [138].

Dans un premier temps, toutes les configurations possibles de l'écran bimétallique (ordre des couches et nombre de couches) sont déterminées en fonction des paramètres d'entrée (différents matériaux à associer, nombre maximal de couches). Ensuite, chaque configuration est optimisée grâce aux algorithmes génétiques suivis d'une descente en gradient qui permet de se rapprocher au mieux du minimum global. Enfin, les différentes configurations optimisées sont comparées entre elles et classées suivant la valeur de l'efficacité de blindage moyenne sur la bande de fréquences considérée.

L'algorithme génétique débute par la création d'une population initiale aléatoire. Dans notre cas d'étude, la population initiale est fixée à 200 si le nombre maximal de couches est inférieur ou égal à 6 et à 300 dans le cas contraire. En effet, la population minimale permettant d'assurer la convergence vers la solution optimale lorsque le nombre de variables est supérieur à 2 est de 200 [139]. Ensuite, une nouvelle génération de population est créée à partir de la population précédente par trois approches :

- Survie des individus de meilleurs scores c'est à dire les individus qui minimisent le plus la fonction objectif de la population précédente. Ces individus sont appelés les élites. Le nombre d'élites par génération a été fixé à 10.
- Le croisement des individus, autres que les élites, de la population précédente grâce à la fonction interne « crossoverintermediate » qui se base sur la moyenne pondérée de deux individus de la génération précédente pour former un individu de la génération suivante. Le taux de croisement est fixé à 80%.
- Le reste des individus subit une mutation grâce à la fonction « mutationadaptfeasible » qui applique des changements aléatoires à quelques individus de la population précédente pour former les individus restants de la génération suivante.

Deux critères d'arrêt de l'algorithme ont été définis : le nombre maximal de générations qui est fixé à 500 et la variation de la fonction objectif d'une génération à une autre qui est fixé à 0,1 ($\epsilon_{s_{GA}} = \frac{s_i - s_{i-1}}{s_i} = 0,1$). L'arrêt de l'algorithme est effectué dès que l'une des deux conditions est satisfaite. En général, pour notre cas d'étude, le deuxième critère d'arrêt est celui qui met fin à l'algorithme. Lorsque c'est le premier critère qui met fin à l'algorithme, le calcul est relancé en redéfinissant un domaine de population de départ grâce à la fonction « InitialPopulationRange » qui permet d'étendre l'espace de recherche des solutions.

Le candidat retenu par l'algorithme génétique est suffisamment proche du minimum global et est alors considéré comme point de départ pour l'algorithme déterministe qui va accélérer la convergence vers l'optimum recherché par une descente en gradient grâce, à l'algorithme « fmincon » sous matlab qui utilise une méthode de programmation séquentielle quadratique (SQP).

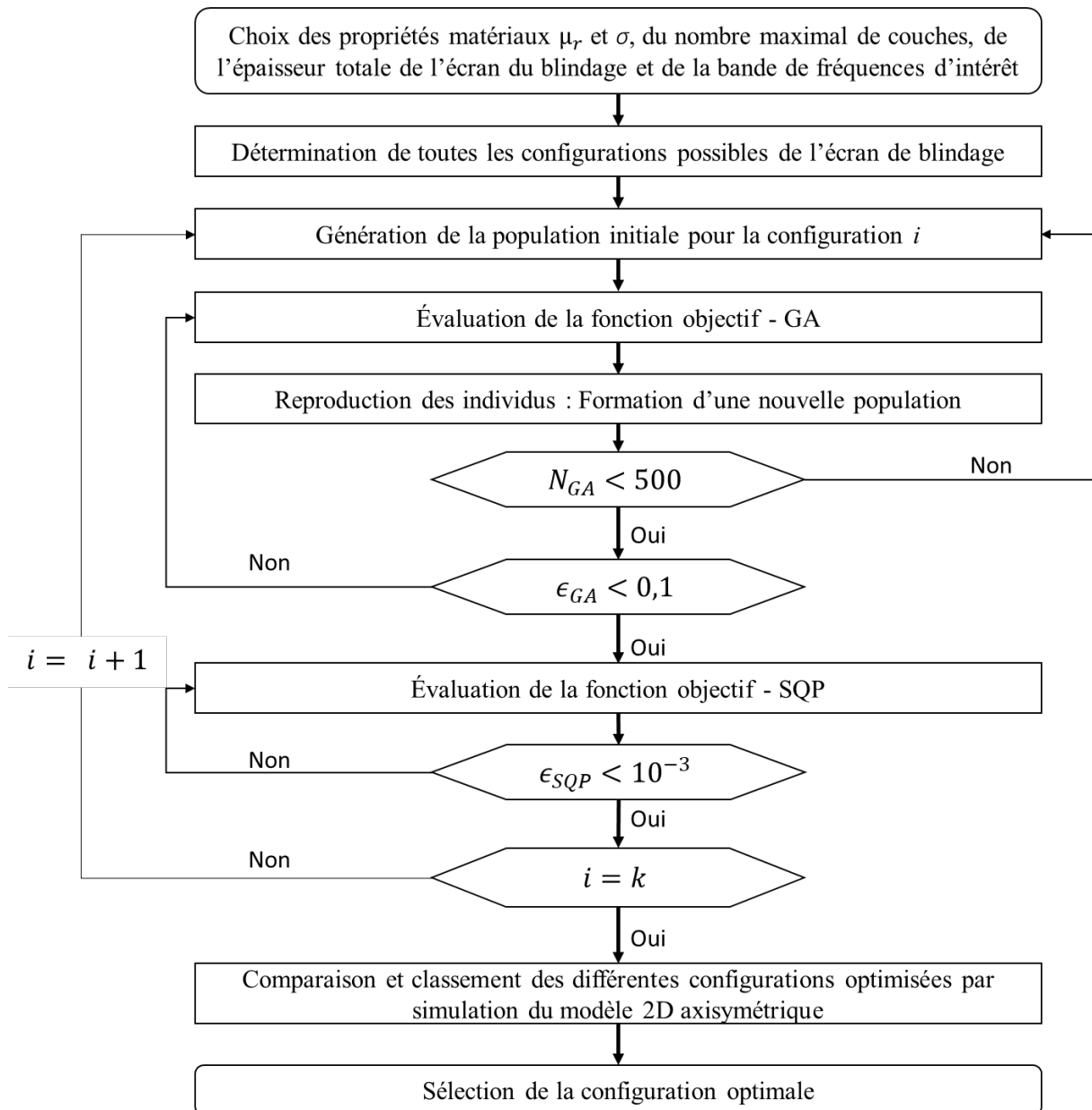


Fig. 3.14 : Algorithme d'aide au choix de la meilleure configuration géométrique d'un écran de blindage multicouche

k désigne le nombre de configurations possibles de l'écran bimétallique et est fonction des paramètres d'entrée; N_{GA} désigne le nombre de générations de l'algorithme génétique; ϵ_{GA} et ϵ_{SQP} désignent respectivement l'erreur relative sur la fonction objectif entre deux évaluations consécutives entraînant l'arrêt de l'algorithme génétique et de l'algorithme *SQP*.

3.5. Application de l'algorithme d'optimisation

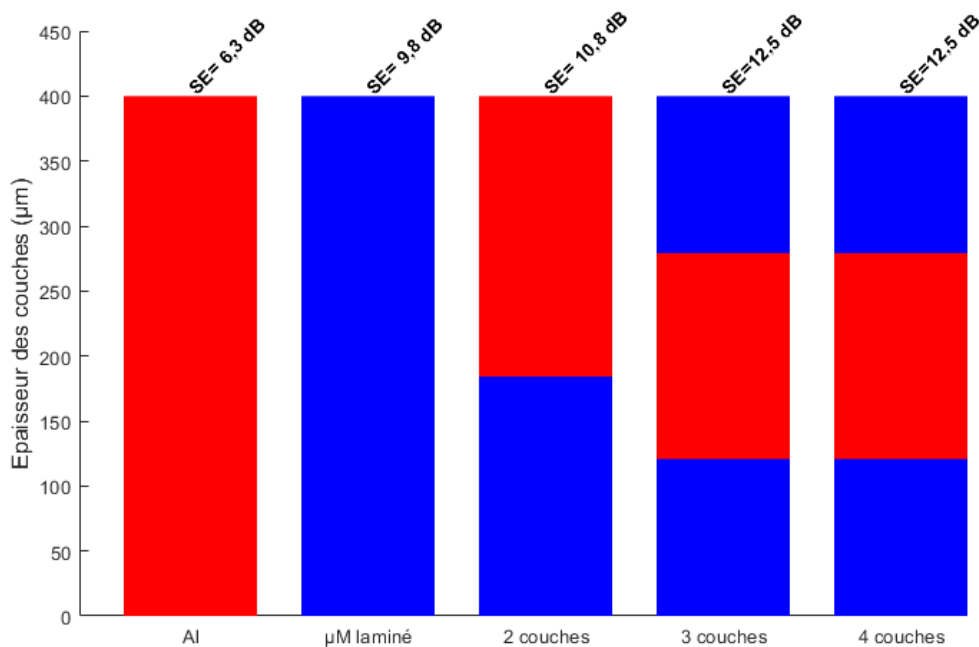
3.5.1. Configuration optimale en fonction du nombre de couches

Considérons un écran de blindage bimétallique constitué de couches d'aluminium (AA1200, O) et de couches de μM laminé de perméabilité relative $\mu_r = 67$. Déterminons la configuration optimale de ce multicouche dans les deux cas suivants : a) l'épaisseur totale du

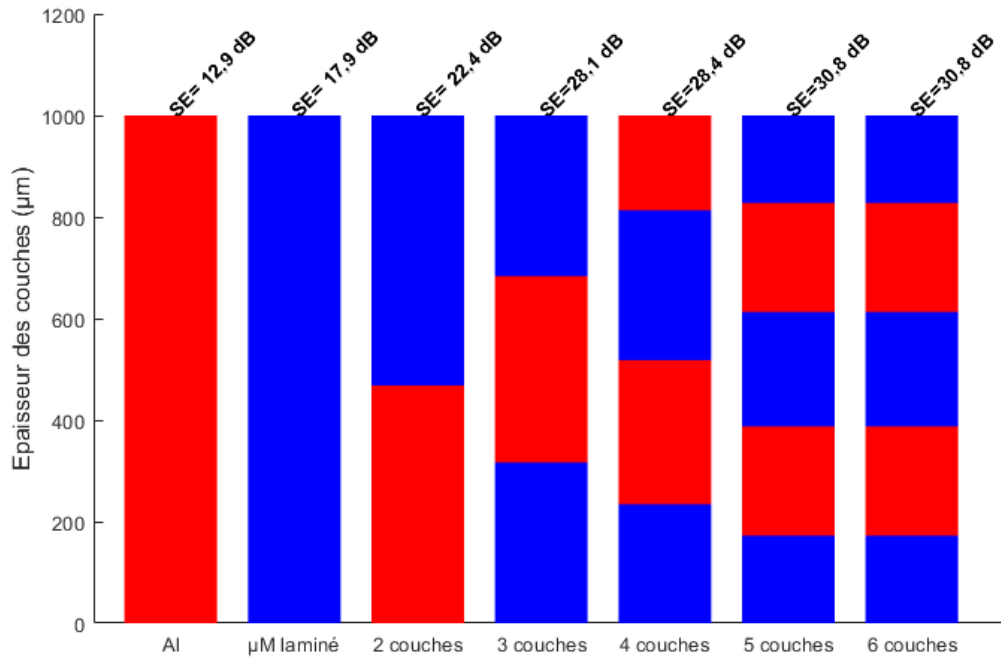
multicouche est de 0,4 mm et b) l'épaisseur totale du multicouche est de 1 mm. Dans les deux cas, le nombre maximal de couches a été fixé à 8. L'intervalle de fréquences considéré est de 1 Hz à 10 kHz.

D'après les résultats d'optimisation, le nombre optimal de couches d'un écran de blindage bimétallique d'épaisseur 400 μm est $n_{opt} = 3$. Au-delà de 3 couches, l'algorithme fait tendre l'épaisseur de toutes les autres couches vers zéro (épaisseur inférieure à 10^{-6} μm). Pour un écran de blindage d'épaisseur totale de 1mm, le nombre optimal de couches est $n_{opt} = 5$. Tout comme dans le premier cas, les épaisseurs de la 6^{ème} à la 8^{ème} couche sont quasi nulles. Pour les mêmes matériaux à superposer, le nombre optimal de couches pour le blindage sur une bande de fréquences dépend donc de l'épaisseur totale de l'écran de blindage. Plusieurs calculs d'optimisation ont permis de conclure que plus l'épaisseur du blindage est élevée et plus le nombre optimal de couches est élevé. Pour une épaisseur totale de 2 millimètres, l'algorithme a révélé que la configuration optimale est celle constituée de 9 couches (le nombre maximal de couches a été fixé à 11 pour cet exemple).

Les figures 3.15a et 3.15b présentent la structure optimale et son efficacité de blindage moyenne associée, pour chaque nombre de couches, sur la bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz dans les deux cas considérés. Dans le premier cas (fig. 3.15a), la structure à 4 couches illustre bien le fait que la quatrième couche a une épaisseur quasi nulle et n'est donc pas distinguable. Il en est de même dans le second cas pour la configuration à 6 couches.



a)



b)

Fig. 3.15 : Configuration optimale sur 1 Hz à 10 kHz pour chaque nombre de couches pour a) une épaisseur de l'écran bimétallique fixée à 0,4 mm et b) une épaisseur de l'écran fixée à 1 mm

3.5.2. Analyse des résultats obtenus

Afin d'expliquer cette variation du nombre optimal de couches en fonction de l'épaisseur totale du blindage, analysons l'évolution de l'amplitude du champ magnétique à la traversée d'un écran de blindage en métal comme illustrée sur la figure 3.16. Après la réflexion du champ magnétique à la première interface de l'écran de blindage exposée au champ perturbateur, son amplitude décroît exponentiellement à mesure que l'onde s'éloigne de l'interface d'entrée : ce sont les pertes par absorption. À l'arrivée sur l'interface de sortie de l'écran du blindage, une partie du champ est réfléchi et l'autre partie transmise. La partie réfléchi décroît exponentiellement jusqu'à l'interface d'entrée du blindage. À nouveau, une partie est réfléchi et l'autre partie est transmise vers la zone d'émission du champ perturbateur. Les champs ainsi réfléchis retournent sur l'interface de sortie où une partie est de nouveau transmise. Ce processus se répète indéfiniment. La partie transmise indiquée en rouge sur la figure 3.16 constitue le terme prépondérant des réflexions multiples transmises vers la zone à protéger et est donc néfaste pour le blindage. Il s'exprime par l'expression (3.4).

$$M = \varphi^2(1 - \varphi)(1 + \varphi)e^{-3\gamma l} \quad (3.4)$$

Pour rappel, $\gamma = \sqrt{j\mu\omega(\sigma + j\omega\epsilon)}$ est la constante de propagation, φ le coefficient de réflexion et l l'épaisseur de la couche de blindage. Pour un écran de blindage en métal, $\sigma \gg \epsilon\omega$. La constante de propagation peut alors être réduite à :

$$\gamma = (1 + j)\sqrt{\pi f \mu \sigma} \quad (3.5)$$

De ce qui précède, on peut déduire qu'en augmentant le nombre de couches pour une même épaisseur totale de l'écran de blindage, les couches supplémentaires d'épaisseur l_i ne sont bénéfiques que si le terme M est faible, donc si leurs épaisseurs l_i sont suffisamment grandes pour que le terme $e^{-3\gamma l_i}$ devienne négligeable. En conséquence, lorsque l'épaisseur totale de l'écran de blindage augmente, le nombre optimal de couches augmente.

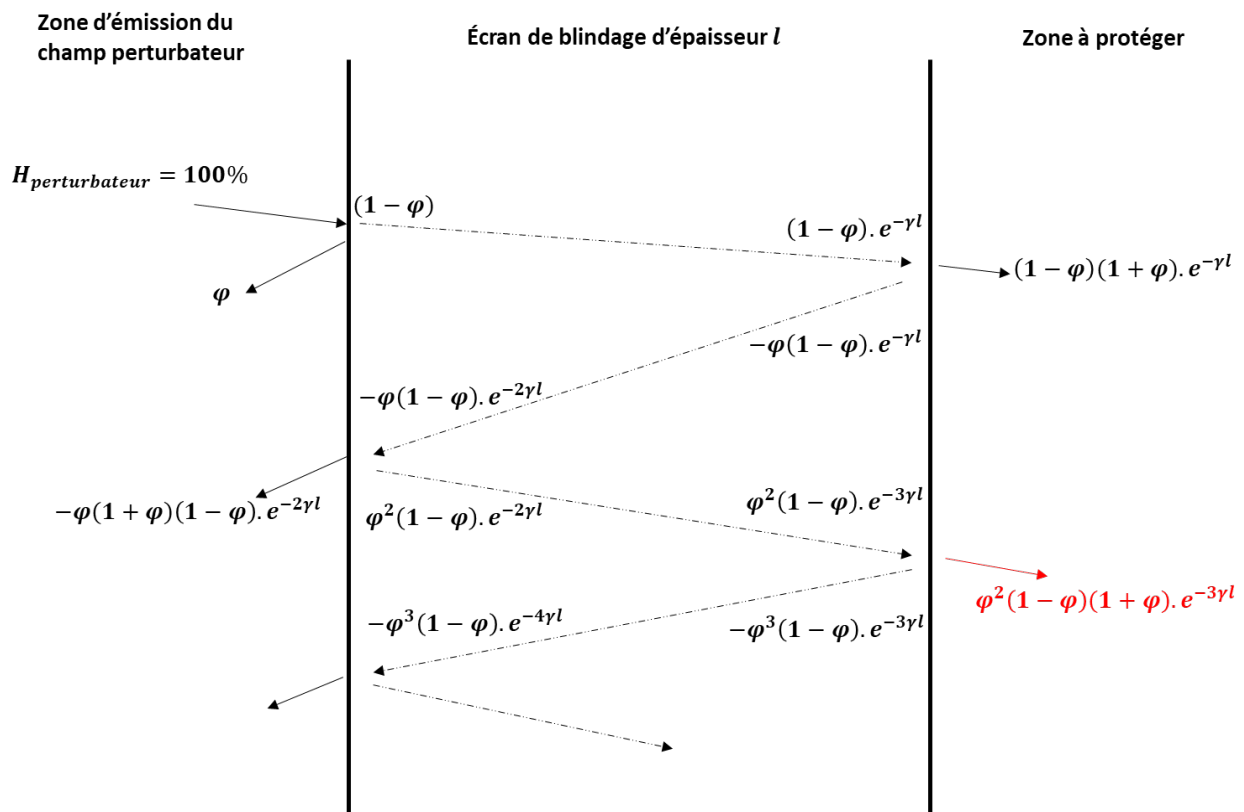


Fig. 3.16 : Évolution de l'amplitude du champ magnétique lors de la traversée d'un écran de blindage

L'analyse précédente permet de tirer deux conclusions supplémentaires :

- La constante de propagation γ donnée par l'équation (3.5) est fonction du produit $\mu * \sigma$ du matériau. Plus ce produit est grand et plus faible sera l'amplitude prépondérante du champ transmis (M) par réflexions multiples. En conséquence, si le produit $\mu * \sigma$ du matériau magnétique à combiner avec l'aluminium (ou le cuivre ...) est élevé, le coefficient M sera faible même pour des couches peu épaisses, une solution avec un nombre de couches élevé sera alors favorisée par l'algorithme d'optimisation. Pour valider cette déduction, considérons un cas d'optimisation d'un écran bimétalliques d'épaisseur $400\mu\text{m}$ et constitué des couches d'aluminium et de μM ayant une perméabilité relative $\mu_r = 2\,000$. La figure 3.17 présente l'évolution de l'efficacité de blindage moyenne sur la gamme de fréquences de 1 Hz à 10 kHz des configurations optimisées pour différents nombres de couches. L'efficacité de blindage moyenne de la structure monocouche sur cette figure est celle du μM . Contrairement au premier cas (Figure 3.15a) pour lequel le nombre optimal de couches était de 3 pour une perméabilité relative de 67, ce nombre passe à 9 pour une perméabilité relative de 2 000

pour la même épaisseur totale de l'écran de blindage. Le nombre optimal de couches est donc proportionnel au produit $\mu * \sigma$ du matériau ferromagnétique doux.

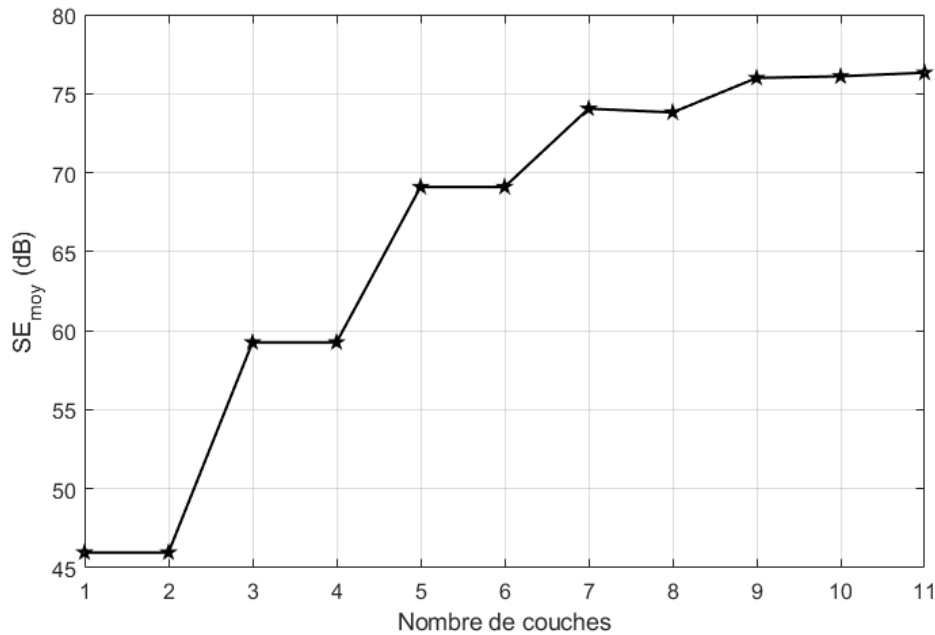


Fig. 3.17 : Efficacité de blindage moyenne de la configuration optimale en fonction du nombre de couches

- Cette constante de propagation augmente avec la fréquence. En conséquence, plus la borne inférieure de l'intervalle de fréquences sur lequel on effectue une optimisation est élevée et plus le nombre optimal de couches est élevé. C'est ce qu'ont révélé les résultats d'optimisation d'un multicouche constitué de couches d'aluminium et de μ M laminé ($\mu_r = 67$) sur une bande de fréquences de 50 kHz à 60 kHz. Dans ce cas, le nombre optimal de couche est passé de 3 sur la bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz à 5 sur la bande de fréquences de 50 kHz à 60 kHz. Dans ce deuxième cas, la configuration optimale pour chaque nombre de couches est présentée sur la figure 3.18.

En variant la bande de fréquences sur laquelle s'effectue l'optimisation, il a été remarqué que non seulement le nombre optimal de couches passe de 3 à 5 mais aussi que l'ordre des couches de la configuration optimale a changé. Sur la bande de fréquence de 1 Hz à 10 kHz, la configuration optimale est celle ayant des couches de μ M laminés comme couches externes de l'écran du blindage alors que sur la bande de fréquences de 50 kHz à 60 kHz, la structure optimale est celle ayant des couches d'aluminium en externe. Comme expliqué dans la section 3.2.2, l'ordre optimal des couches est celui qui maximise les pertes par réflexions. Ces pertes étant fonction de l'impédance d'onde magnétique qui varie avec la fréquence, l'ordre optimal des couches est aussi fonction de la bande de fréquences considérée.

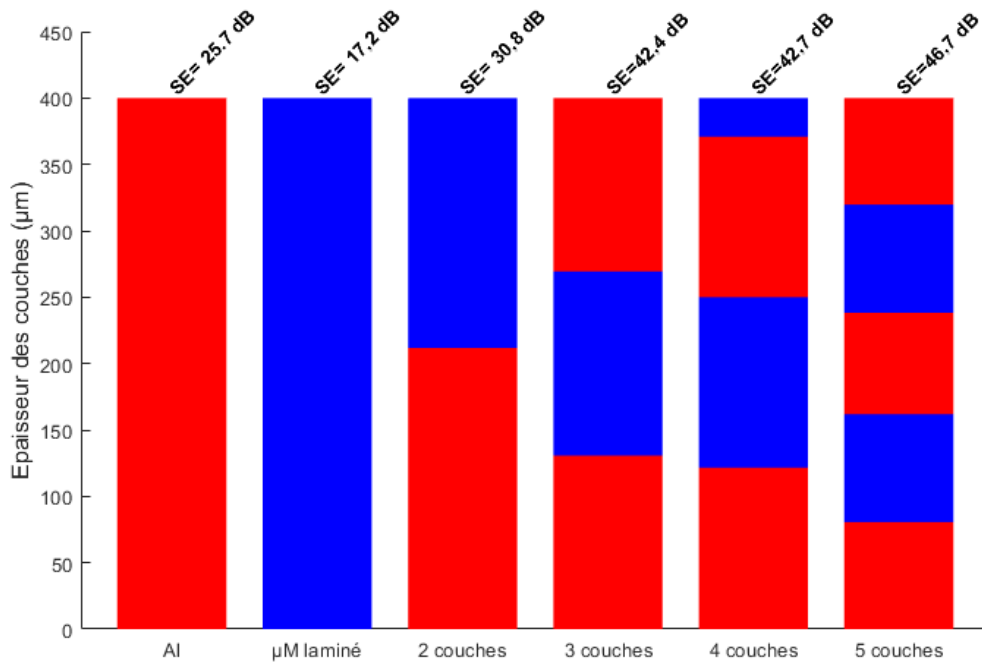


Fig. 3.18 : Structure optimale en fonction du nombre de couches de l'écran de blindage magnétique plan alternant les couches de μM ($\mu_r = 67$) et d'Al sur la bande de fréquences de 50 kHz à 60 kHz

3.5.3. Nombre de couches pair versus impair

En s'intéressant à l'évolution de l'efficacité de blindage moyenne en fonction du nombre de couches (Figures 3.15b, 3.17 et 3.18), on remarque que le gain du passage d'un nombre impair de couches au nombre pair de couches pour $n \geq 3$ est négligeable. Ce résultat suggère qu'un nombre impair de couches dans un écran de blindage magnétique multicouche alternant l'aluminium et le μM est plus intéressant qu'un nombre pair de couches. En effet, dans une configuration avec un nombre pair ($n = 2k$) de couches, la somme des pertes par réflexions et réflexions multiples reste inférieure à celle de la configuration avec un nombre impair de couches ($n = 2k - 1$) à iso quantité de matériau (même épaisseur totale de couches de μM et même épaisseur totale de couches d'Al). C'est ce qu'illustre la figure 3.19 dans le cas de l'association du μM de perméabilité relative 2000 à l'aluminium pour former un écran de blindage bimétallique d'épaisseur totale 400 μm sur la bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz. Dans ce cas, les couches de la structure optimale à 3 couches ($\mu M(145\mu m)/Al(110\mu m)/\mu M(145\mu m)$) ont été réparties sur 4 couches ($\mu M(145\mu m)/Al(55\mu m)/\mu M(145\mu m)/Al(55\mu m)$) et il en a été fait de même pour la structure optimale à 5 couches sur 6 couches. On observe une baisse des pertes par réflexion respectivement dans les structures à 4 et 6 couches par rapport aux structures à 3 et 5 couches. Ainsi, l'algorithme fait tendre la configuration à $2k$ couches vers une configuration à $(2k - 1)$ couches en diminuant l'épaisseur de la dernière couche vers zéro.

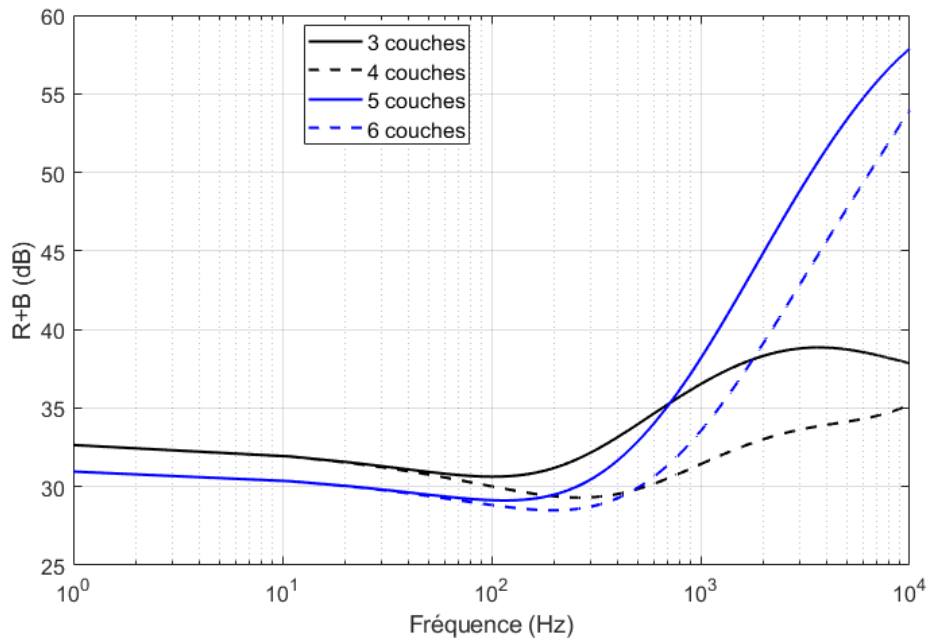


Fig. 3.19 : Comparaison des pertes par réflexion dans les configurations à $(2k - 1)$ couches et à $2k$ couches à iso-épaisseur

Plusieurs autres calculs d'optimisation sur différentes bandes de fréquences comprises entre 1 Hz et 60 kHz ont permis de confirmer qu'un écran de blindage constitué d'un nombre impair de couches alternant un matériau magnétique doux (conductivité électrique de 1,91 MS/m et perméabilité $\mu_r > 1$) et un matériau conducteur électrique (Cu ou Al) est plus intéressant qu'une configuration avec un nombre pair de couches.

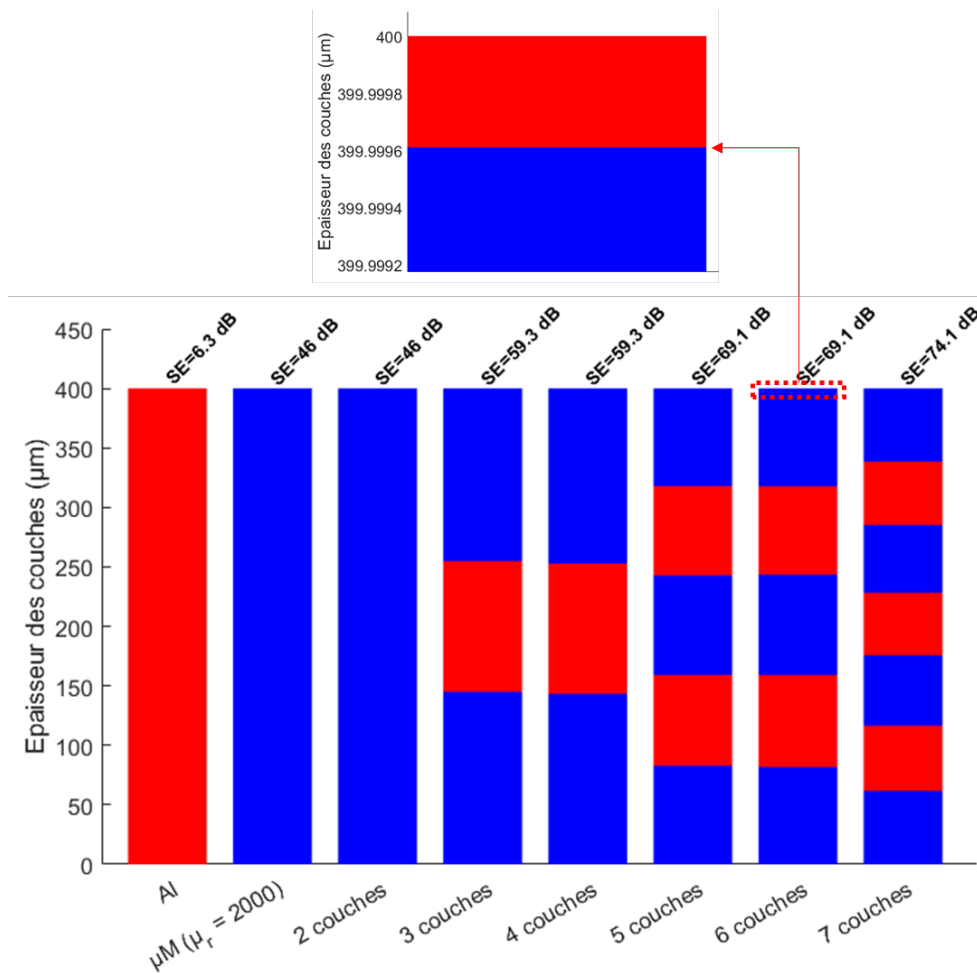
3.5.4. Analyse de l'efficacité des multicouches optimisés

Jusqu'ici, l'efficacité de blindage moyenne des multicouches optimisés sur une bande de fréquences donnée a été le centre d'intérêt des différentes analyses. Afin d'étudier plus en détail les performances de chaque multicouche optimisé, considérons le cas d'un écran de blindage de 400 μm d'épaisseur totale, constitué de couches d'aluminium et de μM de perméabilité relative $\mu_r = 2\,000$. L'évolution de la structure et de l'efficacité de blindage moyenne de la configuration optimale en fonction du nombre de couches est présentée sur la figure 3.20a.

Nous rappelons qu'après chaque calcul d'optimisation, les résultats sont validés avec une simulation par éléments finis sur le modèle 2D axisymétrique. Les résultats présentés sur la figure 3.20b sont ceux des calculs par éléments finis. Cette figure montre l'évolution de l'efficacité de blindage des différents multicouches optimisés en fonction de la fréquence. Comme discuté précédemment, les configurations avec un nombre pair de couches ($2k$) ont la même structure que celles avec un nombre impair de couches ($2k - 1$). En conséquence, l'évolution de l'efficacité de blindage des configurations paires n'est pas représentée sur la figure 3.20b.

Les configurations optimisées sont particulièrement plus performantes que le μM seul à iso-épaisseur sur la bande de fréquences de 0,3 kHz à 10 kHz, fréquences pour lesquelles les pertes par courants de Foucault dans l'aluminium deviennent significatives.

En combinant l'aluminium à un μM ayant les caractéristiques ($\mu_r = 2000, \sigma = 1,91 \text{ MS/m}$), l'efficacité de blindage moyenne sur l'intervalle de fréquences de 1 Hz à 10 kHz peut être améliorée de 65% par rapport au μM seul et de 1106% par rapport à l'aluminium seul à iso épaisseur (figure 3.20a). Pour $f < 300 \text{ Hz}$, l'écran de blindage monocouche de μM a une efficacité de blindage de 5% à 10% supérieure à celle des écrans bimétalliques (3.20b). Sur le reste de l'intervalle de fréquences ($0,3 \text{ kHz} \leq f \leq 10 \text{ kHz}$), la structure à 7 couches par exemple a une efficacité de blindage supérieure de 0 à 78% par rapport à l'écran monocouche de μM . En choisissant un écran bimétallique, on perd donc en efficacité sur une petite bande de fréquences ($f < 300 \text{ Hz}$) pour assurer une meilleure efficacité sur une plus large bande de fréquences ($f > 300 \text{ Hz}$).



a)

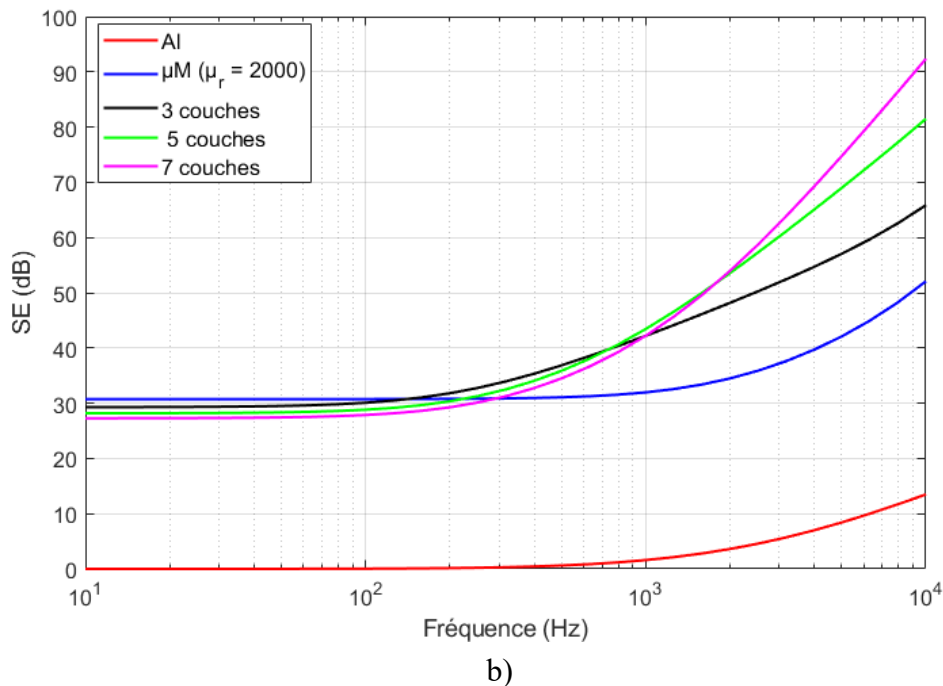


Fig. 3.20 : a) Configuration optimale sur la bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz et efficacité de blindage moyenne associée ; b) évolution de l'efficacité de blindage de ces configurations en fonction de la fréquence

En considérant que le matériau magnétique a une masse volumique de $8,7 \text{ g/cm}^3$ (cas du μM) et que celle de l'aluminium est de $2,7 \text{ g/cm}^3$ (cas de l'AA1200), l'écran de blindage à 7 couches ainsi obtenu a une masse volumique de $6,3 \text{ g/cm}^3$. Sur la bande de fréquences considérée, ce multicouche est non seulement plus efficace pour le blindage magnétique que le μM mais répond également mieux aux contraintes de masse dans le cas des applications des systèmes embarqués.

Afin de s'assurer que cette association d'un matériau magnétique doux à un matériau bon conducteur électrique reste intéressante quelle que soit la perméabilité relative du matériau magnétique, une optimisation a été effectuée sur un écran bimétallique d'épaisseur $400 \mu\text{m}$ associant de l'aluminium au μM de perméabilité relative ($\mu_r = 40\,000$) sur une bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz. Sur cette bande de fréquences, l'efficacité de blindage moyenne du monocouche de μM est de 157,4 dB alors qu'elle est de 183,4 dB pour la configuration optimale à 5 couches ($\mu M(163 \mu\text{m})\text{Al}(30,1)\mu M(89,5 \mu\text{m})\text{Al}(28,7)\mu M(88,7 \mu\text{m})$). Ainsi cette association reste bénéfique pour les matériaux à grande perméabilité magnétique.

3.6. Conclusion

Dans ce chapitre, l'influence de divers paramètres sur l'efficacité d'un écran de blindage bimétallique a été étudiée. Il a été démontré que l'espacement des couches métalliques par un isolant peut améliorer l'efficacité de blindage d'un multicouche à très basses fréquences ($f < 100 \text{ Hz}$). Cet espacement perd cependant tout intérêt pour $f > 1 \text{ kHz}$. Le nombre de couches est également un paramètre déterminant. Il ressort qu'un nombre impair de couches est à

privilégier par rapport à un nombre pair. Pour des écrans bimétalliques ayant un nombre impair de couches alternant un matériau ferromagnétique doux et un matériau bon conducteur électrique, on distingue deux configurations. La première configuration est celle dans laquelle les couches externes sont en matériau ferromagnétique doux. Elle est la plus adaptée pour optimiser l'efficacité d'un écran multicouche sur la bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz. Pour $f > 10$ kHz, la configuration optimale dépend de la conductivité électrique et de la perméabilité magnétique du matériau ferromagnétique doux. Pour les mêmes épaisseurs de matériaux, le choix d'un ordre de superposition adéquat des couches peut permettre d'améliorer l'efficacité de blindage moyenne du multicouche jusqu'à 19% par rapport à l'ordre opposé. Vu la complexité et le nombre de paramètres pouvant influencer l'efficacité de blindage d'un écran bimétallique, un algorithme génétique associé à une descente en gradient puis aux éléments finis permettant de déterminer la structure optimale a été proposé. C'est cet algorithme qui est utilisé pour le choix de la configuration optimale des multicouches associant le μM à l'aluminium. Le chapitre suivant étudie la réalisation de ces multicouches optimisés par colaminage et l'impact de ce procédé de fabrication sur les propriétés électriques et magnétiques des différentes couches ainsi que sur l'efficacité de blindage du multicouche.

**Chapitre 4 : Élaboration par colaminage de composites
métalliques constitués de μM , Al et Cu pour le blindage
magnétique**

Chapitre 4. Élaboration par colaminage de composites métalliques constitués de μM , Al et Cu pour le blindage magnétique

4.1. Introduction

Dans la revue de la littérature présentée au chapitre 1, l'intérêt du colaminage pour la fabrication de multicouches métalliques destinés au blindage magnétique a été mise en évidence. Dans ce chapitre, ce procédé de soudage à froid est utilisé pour élaborer plusieurs multicouches optimisés constitués d'aluminium, de cuivre et de mumétal. L'optimisation est effectuée grâce à l'algorithme présenté au chapitre 3. Dans un premier temps, les impacts de ce procédé sur les propriétés physiques du μM utilisé sont étudiés. Après avoir effectué des mesures d'efficacité de blindage de ces multicouches, des traitements thermiques visant à améliorer la perméabilité magnétique des couches de μM sont effectués. Enfin, l'impact de ces traitements thermiques sur l'efficacité de blindage et la microstructure des multicouches est évalué.

4.2. Matériaux

4.2.1. Choix des matériaux

Le matériau conducteur électrique initialement choisi pour la formation des multicouches est l'aluminium. Ce choix a été motivé par le faible coût et la faible densité massique de ce métal bon conducteur électrique comparée au cuivre permettant ainsi d'élaborer des composites laminés légers et moins onéreux. Cependant, des multicouches intégrant des tôles de cuivre ont également été élaborés. Les raisons de cette intégration des tôles de cuivre seront expliquées plus loin dans ce chapitre.

Une analyse des caractéristiques de divers matériaux magnétiques doux à grande perméabilité magnétique a été préalablement effectuée grâce au logiciel CES Edupack [140] afin d'en choisir un. CES Edupack fournit une base de données étendue de matériaux avec des informations sur les propriétés mécaniques, thermiques, électriques, magnétiques et bien d'autres caractéristiques pour chaque matériau répertorié. Grâce à ce logiciel, les propriétés, les avantages et les limitations de plusieurs matériaux magnétiques doux ont été analysés.

En considérant les données relevées dans le logiciel CES et les données de la littérature [23], [39], [141], [142] qui classent le μM comme un excellent matériau pour l'atténuation du champ magnétique statique, il a été retenu comme matériau ferromagnétique doux à associer à l'aluminium pour l'élaboration des multicouches. Des essais préliminaires ont montré que ce métal adhère bien avec l'aluminium et le cuivre par colaminage. Sa perméabilité relative maximale est de plus de 600 000 dans son état métallurgique optimal.

4.2.2. Caractéristiques des métaux utilisés

L'aluminium utilisé est le AA1200, O de pureté 99,6% avec quelques traces de cuivre, de manganèse, de titane et de zinc. Il a une masse volumique de $2,7 \text{ g/cm}^3$ et une conductivité électrique de $34,8 \text{ MS/m} \pm 1,2 \text{ MS/m}$. Sa température de fusion est comprise entre $645 \text{ }^\circ\text{C}$ et $657 \text{ }^\circ\text{C}$. Les tôles d'aluminium ont été livrées en épaisseur de $100\mu\text{m}$ et $500\mu\text{m}$.

Le cuivre utilisé est de pureté 99,5% et a une conductivité électrique, mesurée au laboratoire grâce à la méthode 4 points, de 60 MS/m avec une incertitude de mesure de 4,5%. La méthode 4 points est une technique de mesure de la résistivité électrique des couches minces. Les quatre points illustrés sur la figure 4.1 sont alignées loin des bords de la couche de métal à caractériser afin de limiter les effets de bord. Ensuite, grâce à un générateur de courant, on fait circuler un courant continu (I) entre les points 1 et 4. Un voltmètre relève la différence de potentielle (U) entre les points 2 et 3. Lorsque les quatre points sont à égale distance comme dans le cas du banc de mesure utilisé, la résistivité électrique de la couche mince d'épaisseur (l) est déterminée par la relation 4.1 [143].

$$\rho = \frac{\pi}{\ln(2)} l \frac{U}{I} \quad (4.1)$$

La conductivité électrique est alors déduite comme étant l'inverse de la résistivité électrique ρ .

Pour la mesure de la conductivité des échantillons, les mesures sont effectuées sur 10 différentes zones du métal et la moyenne est retenue comme sa conductivité électrique. La mesure de la conductivité des échantillons a toujours été précédée par un dégraissage des tôles grâce à un nettoyage de leur surface avec de l'acétone.

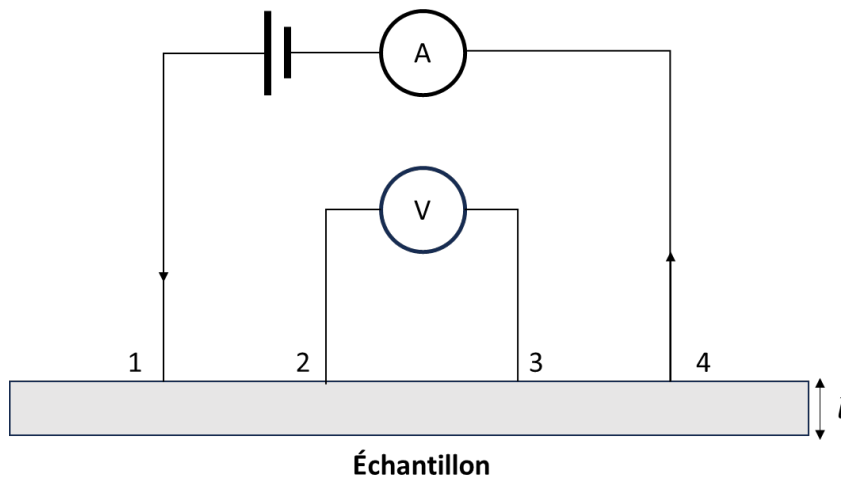


Fig. 4.1 : Principe de la méthode de mesure 4 points

Le μM utilisé a été fourni par la société Aperam Alloys Imphy. Sa composition chimique est présentée dans le tableau 4.1. Il s'agit d'un alliage de fer nickel de masse volumique $8,7 \text{ g/cm}^3$ dont les propriétés électriques et surtout magnétiques sont très sensibles à son état

métallurgique. Elles sont donc fonction des traitements thermiques et des contraintes mécaniques subis par les tôles. Cette sensibilité des propriétés magnétiques est illustrée sur les figures 4.2a et 4.2b en considérant des tôles de μM d'épaisseur 0,5 mm recuites à différentes températures pendant 4h sous hydrogène.

Tableau 4.1 : Composition chimique du μM utilisé

Élément	Ni	Fe	Mo	Si	Mn	C
% atomique	80-81	14-15	4,5-6	0,05 – 0,4	0-0,5	0,01

Les courbes B(H) sur la figure 4.2a montrent que l'induction à saturation du μM augmente avec la température de recuit tandis que son champ coercitif diminue. En effet, le recuit entraîne la recristallisation et l'augmentation de la taille des grains du μM [117]. Cette augmentation de la taille des grains a pour conséquence la réduction du champ coercitif [43], [45]. En effet, [144] ont établi l'équation 4.2 donnant la relation entre le champ coercitif (H_c), l'énergie des parois de Bloch (E_b), l'aimantation à saturation (M_s) et la taille des grains (d_g) des alliages de fer nickel ayant une proportion de nickel variant de 47% à 80%.

$$H_c = A + \frac{3E_b}{M_s} * \left(\frac{1}{d_g} \right) \quad (4.2)$$

Cette relation montre que lorsque la taille des grains du μM augmente avec la température de recuit, le champ coercitif diminue.

La perméabilité relative incrémentale présentée sur la figure 4.2b a été calculée par la relation (4.3). Dans le logiciel COMSOL utilisé pour les calculs numériques, c'est cette perméabilité incrémentale qui est utilisée pour les calculs en magnétostatique lorsque la caractéristique B(H) est utilisée comme loi de comportement du matériau.

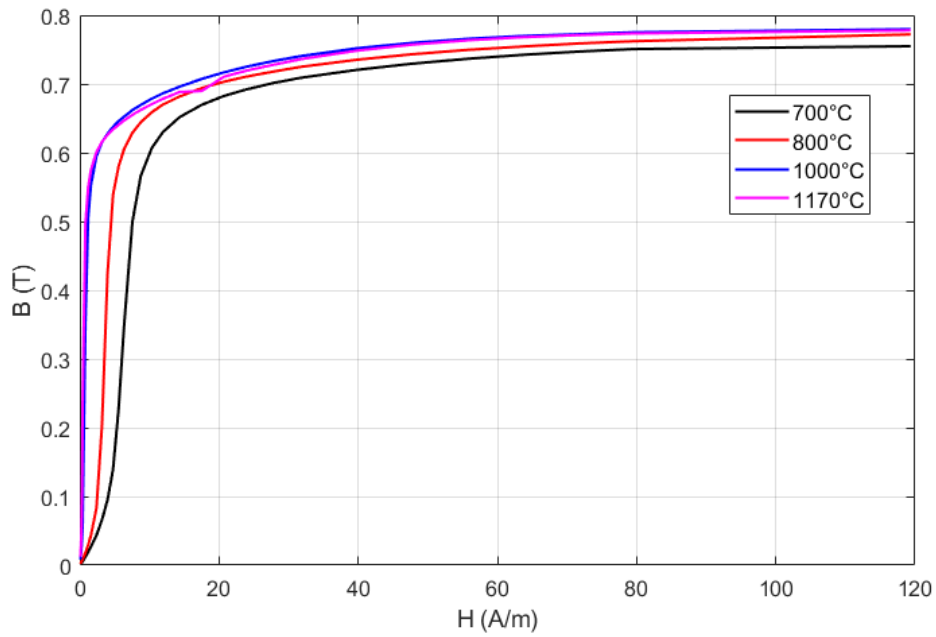
$$\mu_r = \frac{1}{\mu_0} \frac{\Delta B}{\Delta H} \quad (4.3)$$

Landgraf *et al.* [45] ont démontré que la perméabilité magnétique maximale augmente lorsque le champ coercitif diminue selon la relation :

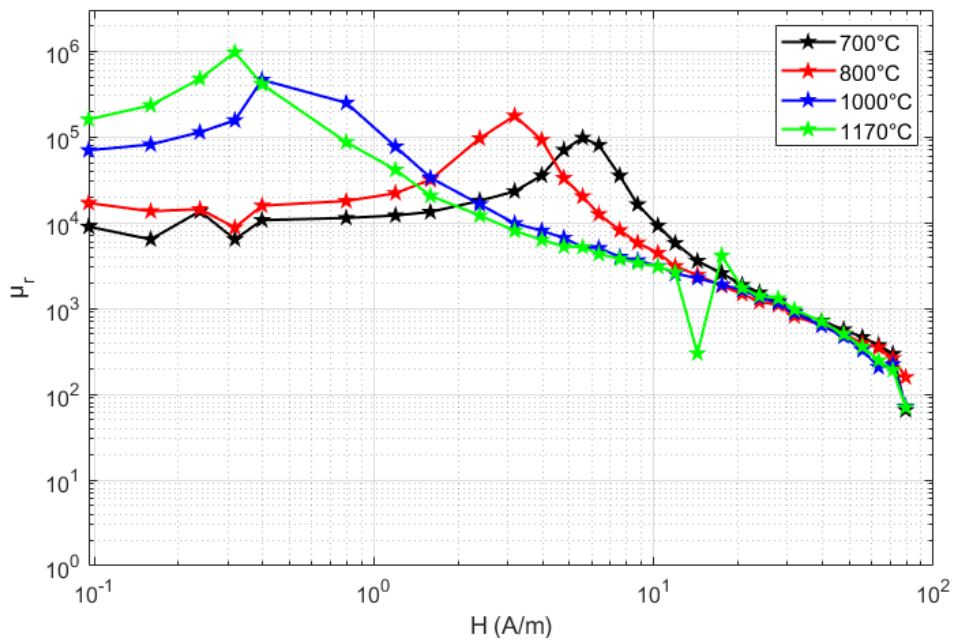
$$\mu_{max} = \frac{0,5B_s}{\mu_0} \left(\frac{1,2}{H_c} \right) \quad (4.4)$$

C'est ce qui justifie donc l'augmentation de la perméabilité relative maximale en fonction de la température observée sur la figure 4.2.b.

En raison de la réduction du champ coercitif avec l'augmentation de la température de recuit, l'intensité du champ magnétique, pour laquelle la perméabilité maximale est atteinte, est réduite comme le montre la figure 4.2b.



a)



b)

Fig. 4.2 : a) Courbes $B(H)$ et b) variation de la perméabilité magnétique relative incrémentale du μ métal utilisé en fonction du traitement thermique subi après laminage (Données fournies par la société Aperam Alloys Imphy)

Les tôles de μ M fournies par Aperam sont dans un état adouci grâce à un recuit à 800 °C pendant 1h afin de faciliter le colaminage. Ces tôles ont été livrées en épaisseur de 250 μ m et 800 μ m. La conductivité électrique de ces tôles mesurée grâce au dispositif de mesure 4 pointes est de 1,91 MS/m avec une incertitude de 2,5%. Sa température de fusion est de 1450 °C.

L'évolution de la perméabilité magnétique de ce ferromagnétique en fonction de la fréquence a été évaluée grâce au modèle « courant induit » proposé dans [145]. Lorsque la

largeur et la longueur d'une couche métallique conductrice électrique sont très grandes devant son épaisseur, l'auteur a montré que l'équation 4.5 permet d'évaluer la perméabilité magnétique complexe de ce métal en fonction de la fréquence du champ magnétique extérieur auquel il est soumis.

$$\underline{\mu} = \underline{\mu}_i \frac{\tanh\left(\underline{\gamma} * \frac{l}{2}\right)}{\left(\underline{\gamma} * \frac{l}{2}\right)} \quad (4.5)$$

$\underline{\gamma}$ désigne la constante de propagation du champ qui illumine le métal, l désigne l'épaisseur de ce métal plan et μ_i est la perméabilité magnétique initiale donnée par l'équation (4.6).

$$\mu_i = \lim_{H \rightarrow 0} \frac{B}{H} \quad (4.6)$$

La relation 4.5 a été validée dans [145, p. 47] par comparaison entre les prédictions analytiques et les données de mesures. À partir de cette équation et par quelques manipulations mathématiques, l'équation (4.7) a été établie et permet de déterminer la norme de la perméabilité magnétique relative (μ_r) du μ M en fonction de l'épaisseur de peau δ ($\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi f \mu_0 \mu_r \sigma}}$) et donc de la fréquence du champ d'excitation.

$$\mu_r - \frac{\sqrt{2}\mu_{ri}\delta}{l} \sqrt{\frac{\sinh^2\left(\frac{l}{\delta}\right) + \sin^2\left(\frac{l}{\delta}\right)}{\left(\cosh\left(\frac{l}{\delta}\right) + \cos\left(\frac{l}{\delta}\right)\right)^2}} = 0 \quad (4.7)$$

En résolvant cette équation sous Matlab et en considérant les perméabilités magnétiques initiales μ_{ri} du μ M recuit à différentes températures et présentées sur la figure 4.2b, l'évolution de la perméabilité magnétique relative en fonction de la fréquence et de la température de recuit a été modélisée et représentée sur la figure 4.3.

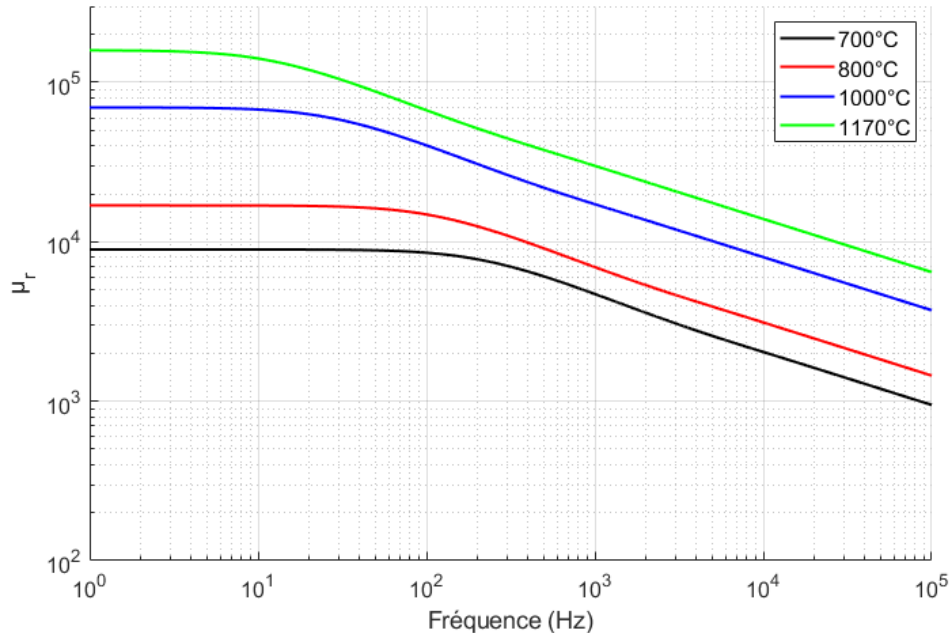


Fig.4.3 : Variation de la perméabilité magnétique en fonction de la fréquence et de la température de recuit

Cette dégradation de la perméabilité magnétique du μM en fonction de la fréquence accentue l'intérêt de l'associer à un matériau bon conducteur électrique tel que l'aluminium ou le cuivre pour assurer une efficacité de blindage satisfaisante sur une large bande de fréquences.

4.3. Élaboration des trilames Al/ μM /Al et μM /Al/ μM par colaminage

Les trilames sont élaborés par colaminage grâce à un laminoir de laboratoire de puissance 2,2 kW constitué de deux cylindres contrarotatifs de diamètre 67 mm. La vitesse du laminage a été fixée à 28 mm/s. Cette vitesse a été retenue car elle conduit à une très bonne adhérence entre les tôles d'aluminium et de μM à faible taux de réduction ($r < 40\%$). Une vitesse plus faible avec un taux de réduction élevé entraîne la courbure des tôles et l'apparition des striction d'après les essais effectués en amont. À cause de la puissance modeste du laminoir, les échantillons sont élaborés avec une surface réduite de 3cm x 3cm. Au-delà d'une largeur de 3 cm, la puissance du laminoir ne permet pas l'adhérence des tôles. L'impact de cette restriction sera analysé plus loin dans ce chapitre.

Des trilames $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ et $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$ d'épaisseur 400 μm ont été élaborés avec un taux de réduction respectivement de 37,5% et de 57%.

L'élaboration du trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ a nécessité des tôles initiales d'aluminium de 500 μm et des tôles initiales de μM de 250 μm . La figure 4.4a schématise le processus de colaminage de ce trilame. Ce processus débute par le nettoyage des tôles à l'acétone puis à l'ajustement de l'épaisseur des tôles initiales. En effet, l'épaisseur finale l_f de chaque couche du trilame a été déterminée par l'algorithme présenté au chapitre 3 en considérant la perméabilité magnétique déterminée par caractérisation des tôles de μM dans leur état métallurgique fourni par Aperam. Ce matériau étant non linéaire, il faut alors choisir une perméabilité associée à un niveau

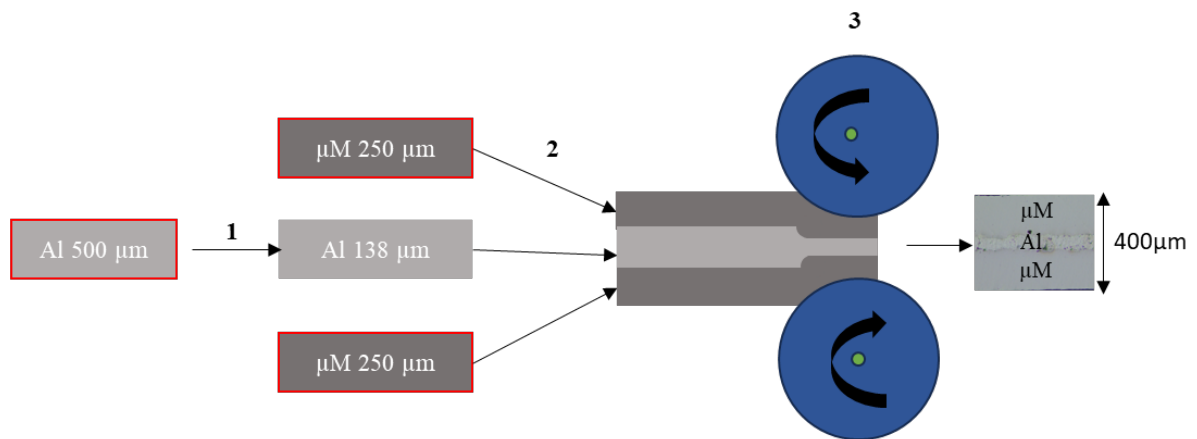
d'excitation donné. En considérant comme source d'excitation une bobine constituée de 105 tours d'enroulement de cuivre de diamètre 1 mm parcouru par un courant efficace de 2A et situé à 6 mm en dessous de l'écran de blindage, la perméabilité magnétique relative des tôles initiales vaut ~ 1800 . En intégrant cette valeur dans l'algorithme d'optimisation, la structure optimale obtenue est : $\mu\text{M}(156\mu\text{m}) / \text{Al}(88\mu\text{m}) / \mu\text{M}(156\mu\text{m})$. Ainsi, l'épaisseur initiale l_i de chaque couche a été réajustée par simple laminage afin de vérifier la relation $l_f = r * l_i$ où r est le taux de réduction moyen à appliquer aux couches initiales superposées pour obtenir le trilame optimisé. En considérant les tôles de μM d'épaisseur $250\mu\text{m}$, l'épaisseur initiale de la couche d'aluminium nécessaire est de $138\mu\text{m}$. Les tôles d'aluminium d'épaisseur $500\mu\text{m}$ ont alors été laminées pour obtenir l'épaisseur voulue. Après ce laminage, un recuit pendant 15 minutes à 500°C a permis d'adoucir ces tôles afin de faciliter leur adhérence aux couches de μM avec un faible taux de réduction. L'épaisseur de chaque couche du trilame obtenue après colaminage est : $\mu\text{M}(170\mu\text{m}) / \text{Al}(65\mu\text{m}) / \mu\text{M}(165\mu\text{m})$. Ces épaisseurs ont été mesurées grâce aux outils d'analyse du microscope optique.

Pour l'élaboration du trilame Al/ μM /Al, les tôles initiales d'aluminium ont une épaisseur de $100\mu\text{m}$ et les tôles de μM ont une épaisseur de $800\mu\text{m}$. Ce trilame a été élaboré afin d'effectuer des comparaisons entre les deux trilames à iso épaisseur totale et à iso quantité de matériaux afin d'étudier l'impact de l'ordre des couches sur l'efficacité de blindage d'un écran bimétallique, comme présenté au chapitre 3. C'est ce qui explique les épaisseurs des couches de cette seconde configuration : $\text{Al}(41\mu\text{m}) / \mu\text{M}(331\mu\text{m}) / \text{Al}(28\mu\text{m})$. Le schéma du processus de colaminage de ce trilame est présenté sur la figure 4.4b.

Avant le colaminage des tôles, elles sont brossées grâce à une brosse métallique rotative. Cette brosse est constituée de fils en acier inoxydable de diamètre $0,2\text{mm}$ et est fixée sur une perceuse.

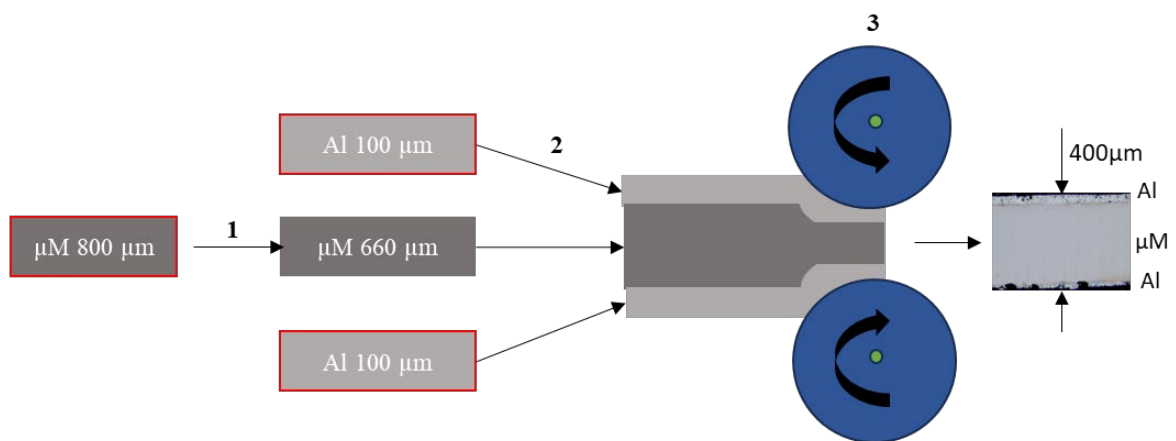
Le laminoir ne permet pas d'élaborer des échantillons parfaitement symétriques. La couche en contact du cylindre inférieur a une épaisseur plus faible que celle en contact avec le cylindre supérieur. Cela pourrait s'expliquer par le fait que la couche du dessous est en tension alors que la couche du dessus est plus en compression.

Une vue détaillée de la coupe longitudinale de ces trilames observée au microscope optique après polissage est présentée sur la figure 3.5 (chapitre 3).



1. Laminage de la tôle initiale d'aluminium puis recuit de la tôle obtenue à 500°C pendant 15 min
2. Nettoyage des tôles à l'acétone puis brossage des interfaces des tôles
3. Colaminage avec un taux de réduction de 37,5%

a)



1. Laminage de la tôle initiale pour obtenir une tôle d'épaisseur 660 μm
2. Nettoyage des tôles à l'acétone puis brossage des interfaces des tôles
3. Colaminage avec un taux de réduction de 57%

b)

Fig. 4.4 : Processus d'élaboration des trilames a) $\mu M/Al/\mu M$ et b) $Al/\mu M/Al$

4.4. Mesure de l'efficacité de blindage des trilames

L'efficacité de blindage des trilames élaborés est comparée à celle d'une tôle de μM de même dimension (3cm x 3cm x 0,4mm). Cet écran de blindage monocouche de μM est obtenu par simple laminage d'une tôle d'épaisseur initiale 800 μm . La bobine du banc de mesure présenté sur la figure 2.9 est parcourue par un courant alternatif d'intensité efficace 2 A. Les mesures de l'induction magnétique avant et après insertion de l'écran de blindage sont effectuées sur l'axe de la bobine à 12 mm au-dessus de cette dernière. La figure 4.5 (Identique à la figure 3.6) présente les mesures de l'efficacité de ces écrans de blindage en fonction de la fréquence. Ces écrans sont placés à 6 mm au-dessus de la bobine.

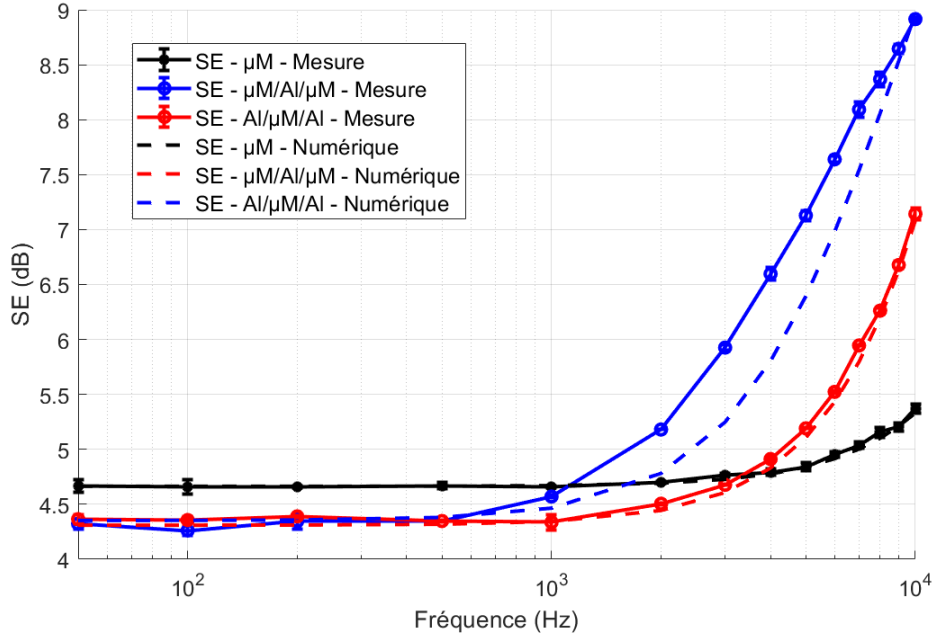


Fig. 4.5 : Efficacité de blindage qualitatif des échantillons élaborés en fonction de la fréquence : comparaison des résultats de simulation numérique aux mesures

Les résultats des mesures confirment l'intérêt d'associer l'aluminium au μM . Cet intérêt ainsi que l'impact de l'ordre des couches ont été discutés au chapitre 3. Cependant, ces résultats expérimentaux révèlent l'impact du colaminage sur la perméabilité magnétique des couches de μM . Par un balayage paramétrique sur la conductivité électrique et la perméabilité magnétique de l'écran de blindage, le modèle numérique équivalent au banc de mesure et présenté sur la figure 2.10 permet de remonter aux paramètres matériaux de chaque couche.

Afin de s'assurer de l'équivalence entre le banc de mesure de l'efficacité de blindage des multicouches et le modèle numérique servant à les caractériser par balayage paramétrique, des mesures d'induction magnétique dans l'air ont été effectuées à quelques positions le long de l'axe de la bobine et comparées aux valeurs simulées. Ces valeurs sont également comparées à des valeurs théoriques déterminées à partir de la loi de Biot et Savart appliquée à la bobine utilisée [146, p. 133]. Ainsi, en un point situé sur l'axe de la bobine à une hauteur z du centre de celle-ci, l'induction magnétique en ce point peut être déterminée grâce à la relation 4.8.

$$B = \frac{\mu_0 J}{2} \left(\left(z + \frac{h}{2} \right) \left(\sinh^{-1} \left(\frac{R_{ext}}{z + \frac{h}{2}} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{R_{int}}{z + \frac{h}{2}} \right) \right) + \left(z - \frac{h}{2} \right) \left(\sinh^{-1} \left(\frac{R_{int}}{z - \frac{h}{2}} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{R_{ext}}{z - \frac{h}{2}} \right) \right) \right) \quad (4.8)$$

h désigne la hauteur de la bobine ($h = 25 \text{ mm}$), $J = \frac{n \cdot I}{(R_{ext} - R_{int}) \cdot h}$ désigne la densité du courant continu traversant la bobine constituée de n tours d'enroulements de rayon interne R_{int} et de

rayon externe R_{ext} . Cette équation ne permet d'évaluer que l'induction magnétique en un point situé à une hauteur z tel que $z > \frac{h}{2}$ c'est-à-dire au-dessus de la bobine.

Les calculs numériques ainsi que les mesures sont effectués en statique, d'une part afin d'éviter les effets de proximité et les effets de peau des enroulements de la bobine, et d'autre part, d'assurer une correspondance avec les hypothèses du modèle analytique. La figure 4.6 montre la comparaison entre les résultats numériques, analytiques et les mesures.

Les mesures de l'induction magnétique dans l'air ont été relevées à partir d'une hauteur de 18,5 mm du centre de la bobine (juste au-dessus de la tête de la bobine qui a une épaisseur de 6 mm). Les résultats du modèle numérique et les mesures sont cohérents avec les résultats du modèle analytique. Les propriétés des différentes couches peuvent donc ainsi être déterminées grâce à ce modèle numérique 3D.

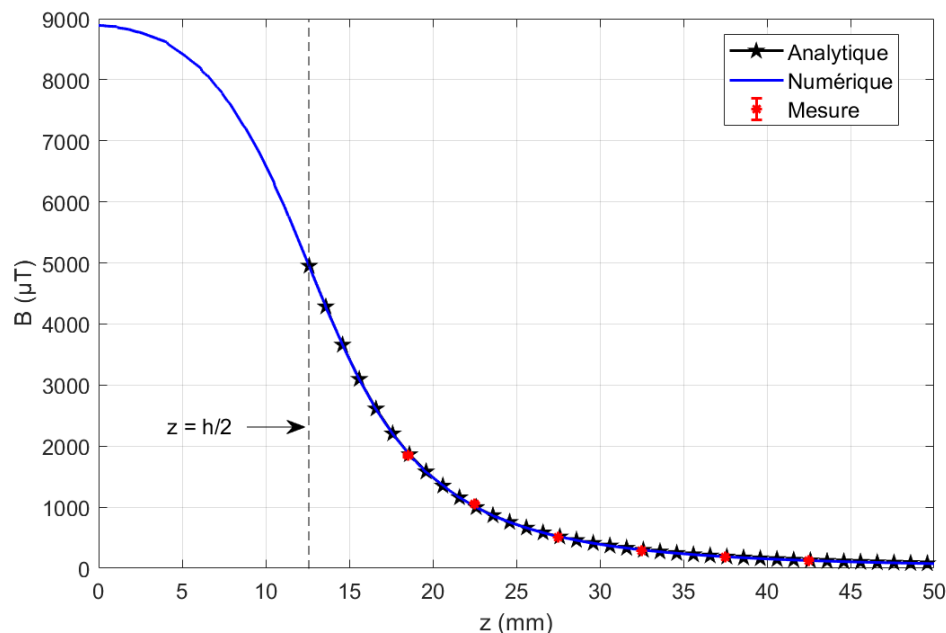


Fig. 4.6 : Validation du modèle numérique 3D par comparaison de l'induction magnétique générée par la bobine dans l'air aux mesures et aux évaluations analytiques

Pour l'écran de blindage monocouche de μM , en utilisant l'analyse paramétrique du modèle numérique, le couple perméabilité magnétique relative et conductivité électrique permettant d'atteindre la même efficacité de blindage en fonction de la fréquence que celle mesurée est : $\sigma = 2,1 \text{ MS/S}$, $\mu_r = 67$. La conductivité électrique mesurée grâce à la méthode 4 pointes est de $2,09 \text{ MS/m} \pm 0,03 \text{ MS/m}$. Cette valeur est en accord avec la valeur déterminée par l'approche numérique. On note cependant une hausse de 9% de la conductivité électrique du μM laminé par rapport à celle de la couche non laminée. Le laminage augmente donc légèrement la conductivité électrique du μM .

En considérant les propriétés ainsi déterminées du μM pour simuler l'efficacité de blindage des deux trilames, on obtient une bonne cohérence avec les résultats de mesure (figure 4.5). La différence entre les résultats de mesure et de simulation observée dans le cas du trilame

$\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ est liée à la variation de l'épaisseur des couches d'une position du trilame à une autre qui n'a pas été prise en compte dans le modèle numérique. Cette variation de l'épaisseur des couches est due à la légère inclinaison des cylindres du laminoir. Elle reste inférieure à $15\ \mu\text{m}$.

La valeur étonnamment faible de la perméabilité relative ($\mu_r = 67$) indique qu'il est indispensable d'effectuer un recuit pour retrouver les performances magnétiques du μM . En effet, le colaminage induit des dislocations dans la structure du μM et entraîne une fragmentation de ses grains et la modification des parois de Bloch conduisant à la réduction de sa perméabilité. La figure 4.7 illustre l'impact du laminage des tôles de μM sur sa perméabilité magnétique.

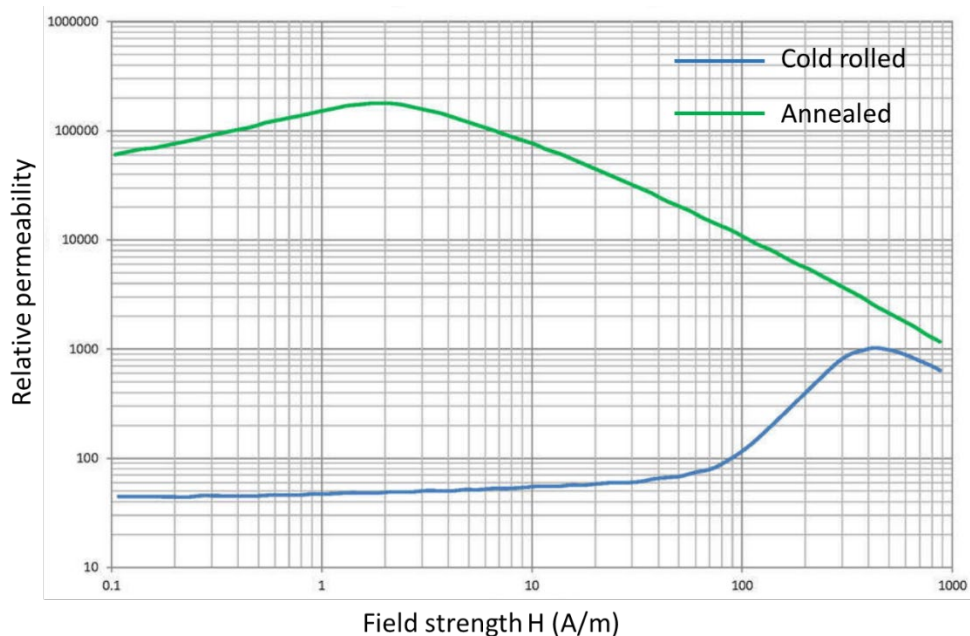


Fig. 4.7 : Impact du laminage à froid sur la perméabilité relative du μM [147]

Le laminage des tôles de μM réduit donc considérablement sa perméabilité magnétique. Le recuit post laminage du μM est donc indispensable si l'on souhaite utiliser ce matériau dans une application de blindage.

4.5. Impact des dimensions des échantillons sur l'efficacité de blindage mesurée

Comme nous l'avons précisé précédemment, la taille des échantillons élaborés est limitée en raison de la puissance du laminoir utilisé. Dans un contexte industriel, avec de plus gros laminoirs, des échantillons de plus grandes dimensions pourraient être obtenus. Cette partie évalue l'impact de notre limitation à la taille de $3\text{cm} \times 3\text{cm}$ sur l'efficacité de blindage mesurée.

En approximant le μM ainsi écrasé à un matériau magnétique linéaire de perméabilité relative 67, l'efficacité de blindage plan infini des deux trilames est évaluée analytiquement et comparée aux mesures de l'efficacité des échantillons de dimensions réduites. D'après la figure 4.8, bien que la tendance des résultats de mesures soit identique à celle des résultats analytiques

considérant une configuration plan infini, on note une nette hausse de l'efficacité de blindage évaluée analytiquement par rapport aux résultats de mesure.

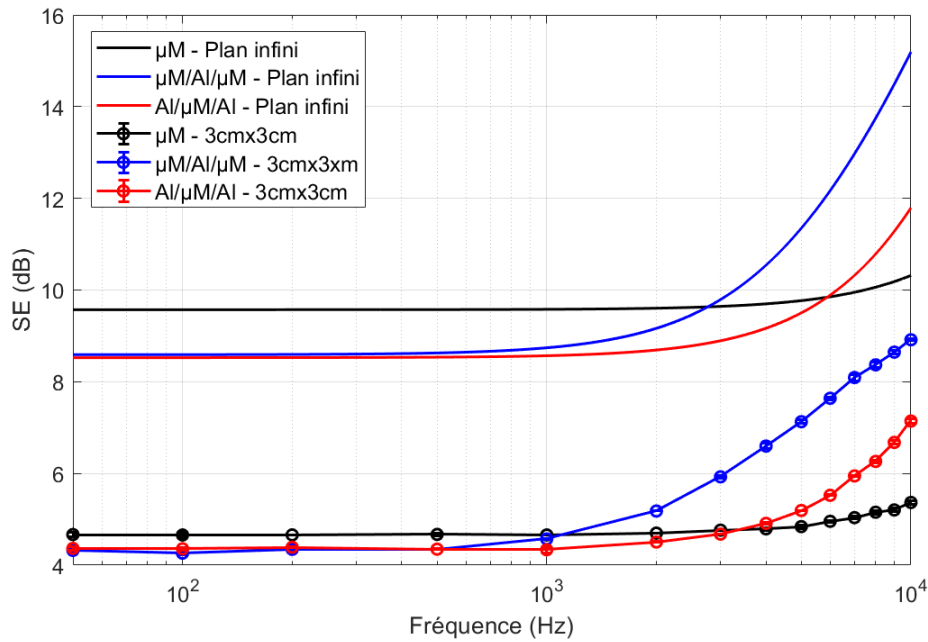


Fig. 4.8 : Efficacité de blindage des échantillons de dimensions réduites versus ceux en configuration plan infini

Cette différence met en évidence l'impact négatif lié aux faibles dimensions des échantillons sur la valeur de l'efficacité de blindage mesurée. En effet, plus les échantillons sont larges et plus l'efficacité de blindage mesurée est élevée. Cet écart devient encore plus important en hautes fréquences et s'accroît lorsque la perméabilité relative du μM devient grande comme le montre la figure 4.9. Sur cette figure, le modèle 2D axisymétrique équivalent au banc de mesure avec des écrans de blindage de μM en forme de disque a été considéré pour des raisons de temps de calcul. Dans le cas où la perméabilité relative du matériau est inférieure à 500, un écran de blindage de rayon 10 cm est suffisant pour estimer l'efficacité de blindage d'un écran plan infini sur un spectre de fréquences de 1 Hz à 10 kHz (figure 4.9a et 4.9b). Dans le cas où le μM a une perméabilité relative de 5000, il faudra un écran de rayon minimal 40 cm. Dans le cas où le μM a une perméabilité relative de l'ordre de 15 000, même un rayon de blindage de 1m est insuffisant pour l'estimation de l'efficacité de blindage d'un écran plan infini à 10 kHz (figure 4.9d). Cependant, puisque l'efficacité de blindage de plus de 120 dB est difficilement mesurable et est généralement suffisante pour des applications classiques (120 dB correspond à une atténuation du champ incident par un facteur de 1 000 000), on peut supposer qu'un rayon de blindage d'au moins 1m permet de révéler l'efficacité de blindage que l'on peut attendre d'une tôle de μM sur une bande de fréquences de 1 Hz à 10 kHz en se servant d'un dispositif de mesure comme celui considéré dans cette thèse.

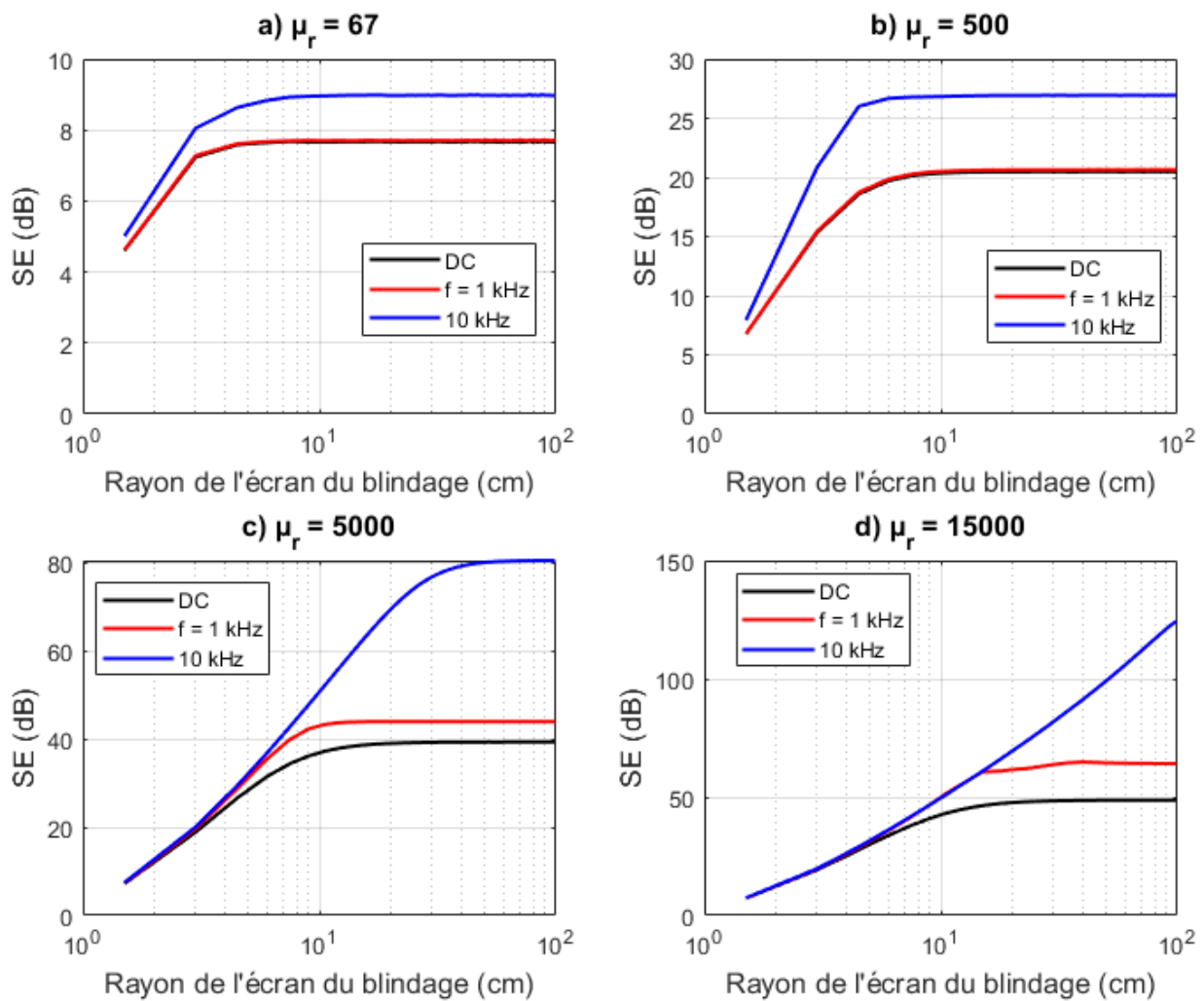


Fig. 4.9 : Impact des dimensions des échantillons sur la valeur de leur efficacité de blindage : cas d'un écran de blindage monocouche de μM de perméabilité relative a) $\mu_r = 67$; b) $\mu_r = 500$; c) $\mu_r = 5000$; d) $\mu_r = 15000$

Étant donné qu'il nous est impossible d'élaborer des échantillons de telles dimensions, l'approche retenue est d'élaborer les échantillons de dimensions 3cm x 3cm, puis de déterminer les propriétés de chaque couche après laminage par balayage paramétrique du modèle 3D équivalent au banc de mesure et enfin de calculer l'efficacité de blindage intrinsèque du matériau grâce à un modèle 2D axisymétrique avec un rayon de blindage d'au moins 1m. Le recours au modèle 2D axisymétrique dans ce cas est lié au fait que les différences d'échelle épaisseur versus rayon sont trop grandes pour effectuer des calculs sur le modèle 3D.

Dans la section précédente, il a été montré que le colaminage dégrade la perméabilité magnétique du μM . Des recuits post colaminage ont donc été effectués afin d'améliorer la contribution des couches de μM à l'atténuation des champs magnétiques perturbateurs. Le paragraphe suivant étudie l'impact de ces recuits sur la structure des trilames et leur efficacité de blindage.

4.6. Recuit thermique des trilames élaborés

Afin d'améliorer la perméabilité relative du μM , il a été conclu dans la section 4.4 qu'il était nécessaire d'effectuer des recuits thermiques. Ainsi, les trilames élaborés ont été soumis à des recuits thermiques sous argon hydrogéné (95%Ar5%H₂) suivant le protocole expérimental illustré sur la figure 4.10. Il consiste en une montée en température de 300°C/h suivie d'un palier à la température cible pendant 2h puis d'un refroidissement lent à l'intérieur du four (~200°C/h). La circulation de l'argon hydrogéné permet d'éviter l'oxydation des trilames afin de limiter son impact sur leur microstructure.

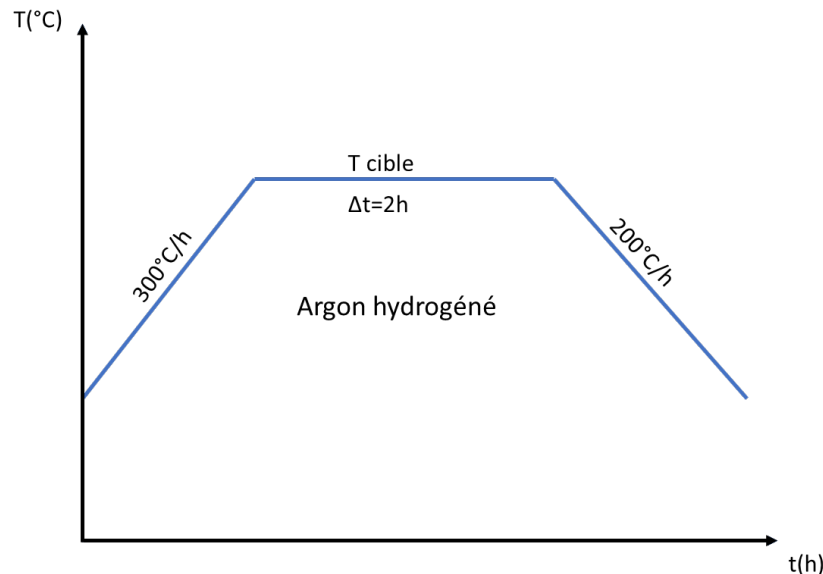


Fig. 4.10 : Protocol expérimental des recuits réalisés sur les échantillons colaminés

Quatre températures cibles (T_{cible}) ont été considérées pour cette étude : 500°C, 700°C, 900°C et 1080°C.

Bien que la température de fusion de l'aluminium soit de $\sim 650^{\circ}\text{C}$, les recuits à plus hautes températures (idéalement entre 1000°C et 1170°C) sont indispensables pour rétablir les performances magnétiques du μM [148]. Des recuits à 700°C, 900°C et 1080°C ont donc été effectués pour étudier l'évolution de la structure et l'efficacité de blindage des trilames avec la température de recuit.

4.6.1. Impact des traitements thermiques sur la composition chimique des trilames

Les tôles de μM ont subi les mêmes traitements thermiques que les trilames $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ et $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$. Ces tôles de μM servent de référence pour l'appréciation de l'efficacité des composites obtenus après recuit.

4.6.1.1. Cas du trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$

La figure 4.11 présente la structure du trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ observée au microscope optique après recuit à différentes températures. Le recuit thermique pendant 2h à 500°C a entraîné une

fragilisation de l'adhérence entre les couches d'aluminium et de μM entraînant un échec des tentatives de découpe pour le polissage avant l'observation au microscope. Cela pourrait être liée à la différence importante des coefficients de dilatation des deux métaux et à la température de recuit. L'aluminium utilisé a un coefficient de dilatation de 22,8 à 24 $\mu\text{m}/^\circ\text{C}$ alors que celui du mumétal est de 12 $\mu\text{m}/^\circ\text{C}$. De plus, cette température de recuit est faible pour entraîner la diffusion assistée par les contraintes de déformation pouvant renforcer l'adhérence des tôles. La structure des deux composites recuits à 500°C n'a donc pas pu être observée.

La figure 4.11a présente la structure du trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ après colaminage sans post traitement thermique. Les coupes de la section longitudinale du trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ recuit à 700°C (Figure 4.11b) et à 1080°C (Figure 4.11c) montrent l'apparition de porosités. En effet, le coefficient de diffusion de l'aluminium dans le FeNi80 est supérieur à celui du Fe et du Ni dans l'aluminium [149]. En conséquence, pendant le recuit, un flux important d'atomes d'aluminium vers la couche de μM va entraîner un flux de FeNi vers la couche initiale en aluminium. De ces diffusions va résulter la formation de nouvelles phases en fonction de la température de recuit. Une analyse EDS (Energy Dispersive Spectroscopy) a permis de révéler la composition chimique des nouvelles phases formées. En recoupant la composition chimique révélée par l'EDS aux diagrammes de phases ternaires Al-Fe-Ni établis dans [150], [151], il vient qu'à 700°C, la couche d'aluminium « pur » a disparu et il s'est formé deux phases : une phase constituée d'une solution solide d'aluminium notée (Al) associée à du FeNiAl_9 et du NiAl_3 et une autre contenant 68% d'aluminium, constituée de $\text{Fe}_4\text{Al}_{13}$, NiAl_3 et de Ni_2Al_3 (figure 4.11b).

Après un recuit à 1080°C, on observe également la disparition de l'aluminium pur et la formation de deux nouvelles phases : une phase constituée de NiAl et une seconde phase constituée de NiAl et de Ni_2Al_3 . Cependant, la différence des coefficients de diffusion entre l'aluminium et le Fe-Ni entraîne l'apparition de porosités par effet Kirkendall [152]. L'expansion de ces porosités serait renforcée par les éventuelles bulles d'air emprisonnées entre les couches pendant le colaminage qui a été réalisé sous atmosphère ambiante. Ces porosités réduisent l'adhérence des tôles et entraînent un délaminage par simple choc ou via un test de délaminage manuel.

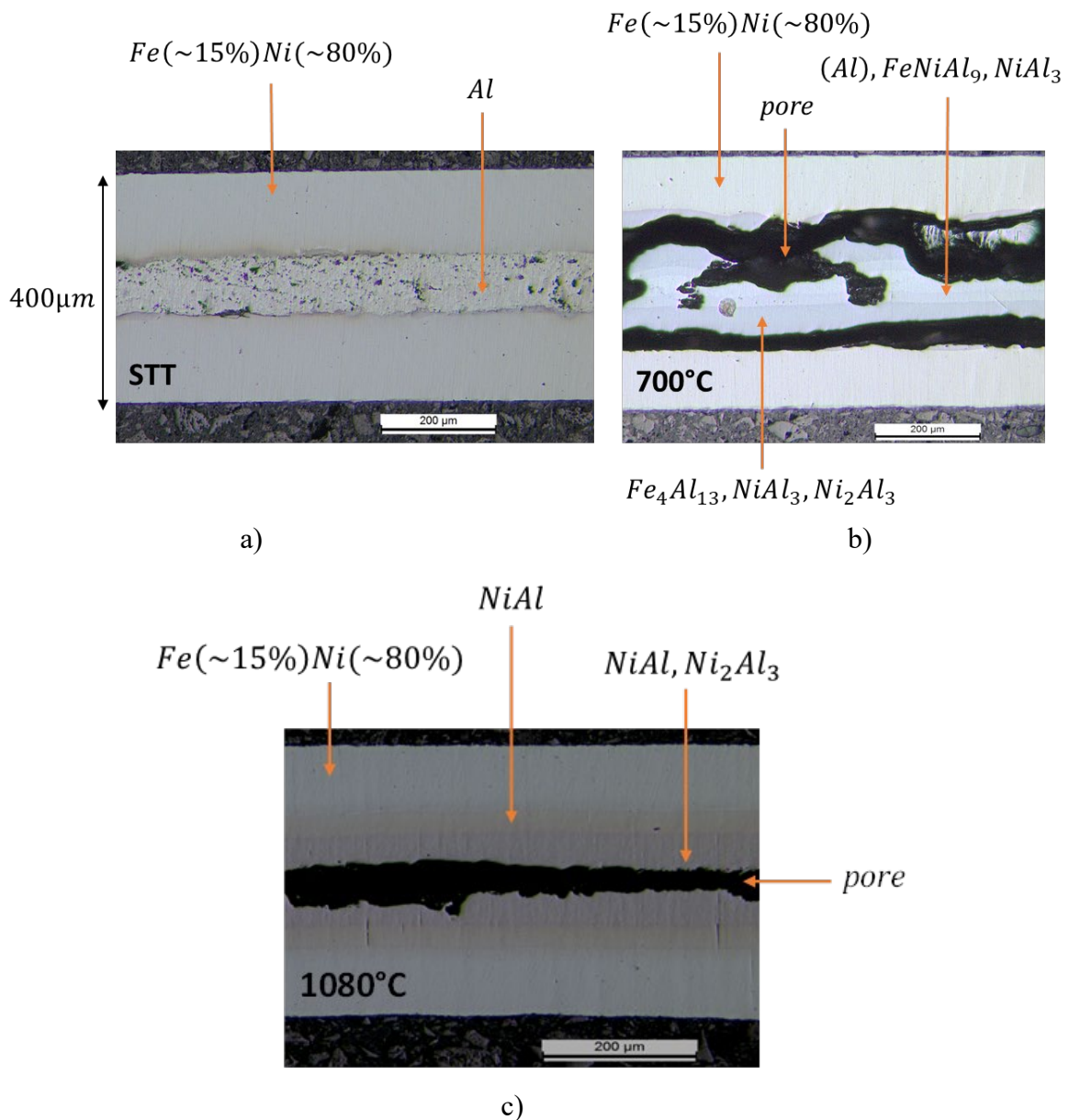


Fig. 4.11 : Structure des trilames $\mu M/Al/\mu M$: a) Sans traitement thermique après colaminage ; b) Recuit à $700^\circ C$ après colaminage ; c) Recuit à $1080^\circ C$ après colaminage

Le trilame $\mu M/Al/\mu M$ ayant été obtenu par colaminage avec un taux de réduction faible ($r = 37,5\%$), l'expérience a été reprise afin de renforcer l'adhérence initiale des tôles en appliquant un taux de réduction plus élevé. Ainsi, en partant des tôles initiales de μM d'épaisseur $800\mu m$ et une tôle d'aluminium d'épaisseur $450\mu m$ et en appliquant un taux de réduction de $\sim 80\%$, on obtient le trilame $\mu M/Al/\mu M$ présenté sur la figure 4.12a. La structure de ce trilame après recuit à $1080^\circ C$ est montrée sur la figure 4.12b. Cette figure montre que la structure après recuit n'a pas changé malgré un taux de réduction plus élevé et présente donc les mêmes problèmes d'adhérence.

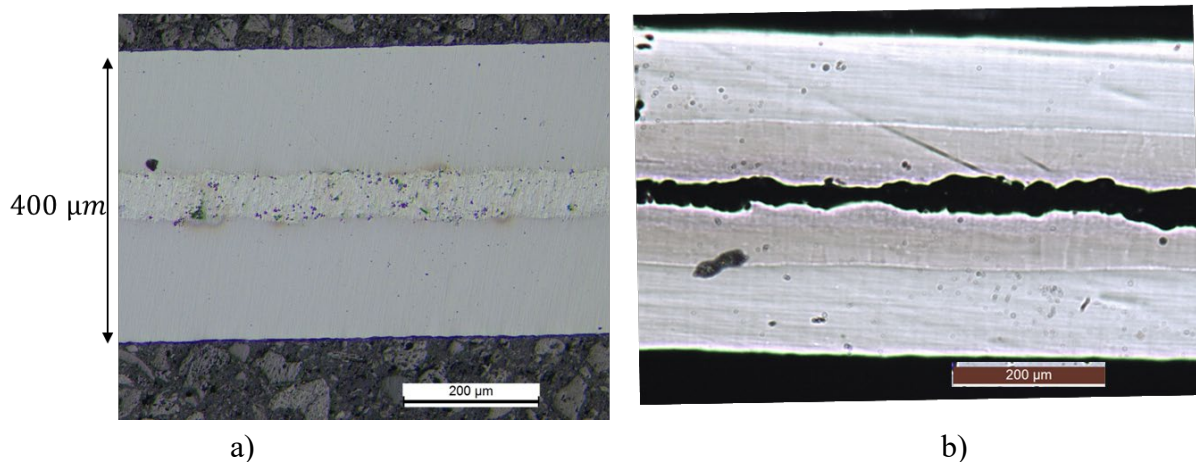


Fig.4.12 : Structure du trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ obtenu par colaminage avec un taux de réduction de $\sim 80\%$: a) Sans recuit après colaminage et b) recuit à 1080°C après colaminage

La figure 4.12b permet de déduire que pour le trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$, l'apparition des porosités après recuit est indépendante du taux de réduction. Étant donné que le recuit est indispensable pour améliorer la perméabilité magnétique du μM afin d'assurer une efficacité de blindage élevée à très basses fréquences ($f < 100$ Hz), l'élaboration d'un trilame de type $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ pour l'atténuation du champ magnétique basse fréquence par colaminage est inopportune en raison du délaminage des tôles après recuit.

4.6.1.2. Cas du trilame $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$

La figure 4.13 présente l'évolution de la structure du trilame $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$ en fonction de la température de recuit. Les observations au microscope optique et les analyses EDS ont été effectuées sur les trilames recuits à 700°C , 900°C et 1080°C . Contrairement au trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$, il n'y a pas de porosité aux interfaces des couches de μM et d'aluminium grâce au sens du flux des atomes d'aluminium. L'adhérence entre les couches reste qualitativement bonne (essai de délaminage manuel). Cependant, des fracturations sont tout de même observées sur les couches externes initialement en aluminium après un recuit à 700°C et à 900°C . À 700°C , l'aluminium initial a disparu au profit d'une nouvelle phase constituée des aluminures de fer et de nickel tels que du $\text{Fe}_4\text{Al}_{13}$, NiAl_3 et Ni_2Al_3 (figure 4.13b). À 900°C , il apparaît deux phases en remplacement de l'aluminium pur : une fine couche de l'ordre d'une dizaine de micromètre riche en nickel et constituée de NiAl , Ni_3Al et de FeNi_3 (figure. 4.13c). Les couches les plus externes sont constituées de $\text{Fe}_5\text{Ni}_{24}\text{Al}_{71}$. À 1080°C , la fine couche observée à 900°C s'étend et est constituée essentiellement de NiAl (figure 4.13d).

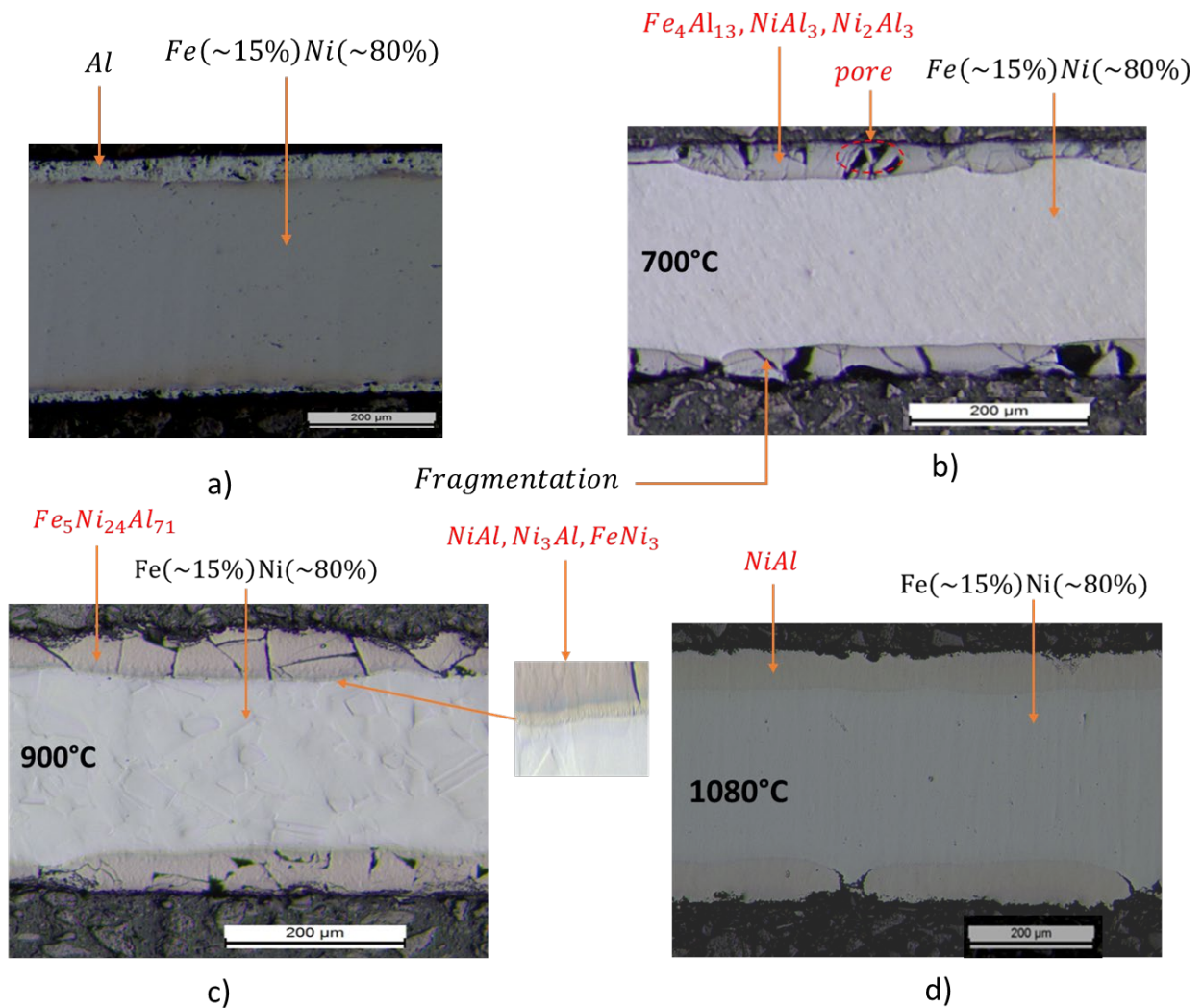


Fig. 4.13 : Structure du trilame Al/ μ M/Al en fonction de la température de recuit : a) Trilame non recuit après colaminage ; structure du composite obtenue après un recuit à b) 700°C ; c) 900°C et d) 1080°C

Afin de comprendre la cause des fragmentations présentes sur les couches externes constituées des phases nouvellement formées, des essais de dureté de Vickers [153] ont été conduits sur les différentes couches. Cet essai consiste à appliquer une charge sans impact et en douceur en poussant un pénétrateur en diamant sur la couche dont il faut déterminer la dureté. Le diamant laisse une empreinte de forme pyramidale avec une base carrée. La machine utilisée maintient le pénétrateur en place pendant 15 secondes avant de le relâcher complètement. La moyenne de la longueur des deux diagonales (D) en μm de l'empreinte et la valeur de la charge (L) en gramme-force notée gf ($1\text{ gf} = 9,8\text{ mN}$) permet d'évaluer la dureté du matériau suivant la relation 4.9.

$$HV = \frac{1854,4 * L}{D^2} \quad (4.9)$$

Dans un premier temps, la valeur de la charge a été fixée à 100 gf . Cette valeur de la charge entraîne la fragmentation de la couche au point d'impact (voir figures 4.14a et 4.14c) bien

qu'une zone initialement sans fragmentation ait été choisie pour l'impact, signe de la fragilité des nouvelles phases formées. Lorsque l'impact de la charge entraîne des fissures ou des fragmentations, la valeur de dureté n'est pas relevée.

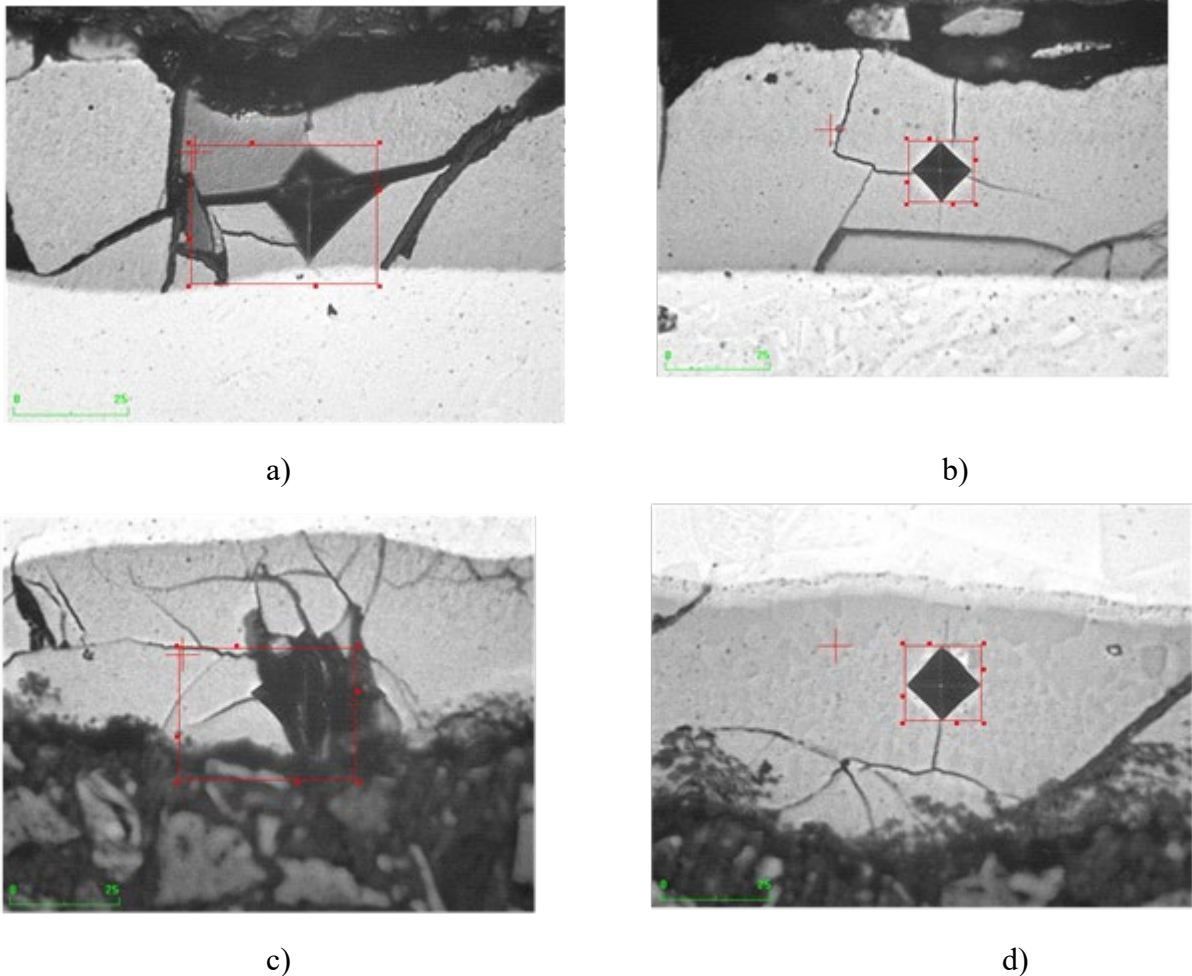


Fig. 4.14 : Illustration des fragmentations dues à la charge appliquée lors des essais de dureté : a) charge de 100 gf et b) charge de 50 gf appliquée sur la couche externe du trilame recuit à 700°C ; c) Charge de 100 gf et d) charge de 50 gf appliquée sur la couche externe du trilame recuit à 900°C

La valeur de la charge a donc été réduite de 50 gf et a permis de relever la dureté des différentes couches. Lors de certains essais, cette valeur de la charge a également entraîné des fissures comme le montre les figures 4.14b et 4.14d. Toutefois les cas où il n'y a pas eu de fissure nous ont permis de relever la dureté des couches. Le tableau 4.2 présente la dureté de chaque couche exprimée en HV (1 HV = 9,807 MPa). Les valeurs indiquées dans ce tableau sont la moyenne de la dureté relevée sur 5 zones différentes sur chaque couche considérée.

Tableau 4.2 : Micro-dureté des nouvelles phases formées après recuit

	700°C	900°C	1080°C
Couche externe	905 HV	770 HV	410 HV
Couche interne (µM)	267 HV	193 HV	164 HV

Les résultats du tableau 4.2 nous permettent de conclure que les nouvelles phases formées après un recuit pendant 2h à 700°C ou à 900°C du trilame Al/ μ M/Al sont dures et fragiles. C'est cette fragilité qui pourrait justifier la présence des fragmentations sur les couches externes. L'absence de fragmentations après un recuit à 1080°C est due à la dureté plus faible de la phase formée. La diminution de la dureté du μ M avec l'augmentation de la température de recuit s'explique par l'adoucissement de ce dernier après écrouissage dû au laminage.

Le trilame Al/ μ M/Al recuit à 1080°C est donc un composite intéressant du point de vue de la structure du composite pour des applications de blindage magnétique.

4.6.2. Impact du recuit thermique sur l'efficacité de blindage des trilames

4.6.2.1. Impact du recuit sur l'efficacité d'un écran de blindage monocouche en μ M

La figure 4.15 montre l'évolution des mesures de l'efficacité de blindage du μ M en fonction de la température de recuit. Deux mesures ont été effectuées sur chaque échantillon permettant d'obtenir une valeur moyenne. L'incertitude sur les mesures est de l'ordre de $\pm 0,1$ dB. Cette figure révèle que l'efficacité de blindage de la couche de μ M augmente avec la température de recuit jusqu'à 900°C. Le recuit à 1080°C entraîne une baisse de l'efficacité de blindage. Cette baisse pourrait s'expliquer par la réduction de l'intensité du champ magnétique H_{sat} nécessaire pour saturer le matériau. En effet, dans la section 4.2.2, nous avons vu qu'une hausse de la température de recuit entraîne une baisse d' H_{sat} . L'intensité du champ magnétique générée par la bobine étant de l'ordre de 1800 A/m, il se pourrait que cette valeur ait entraîné la saturation du μ M, ce dernier présentant alors une perméabilité moins intéressante.

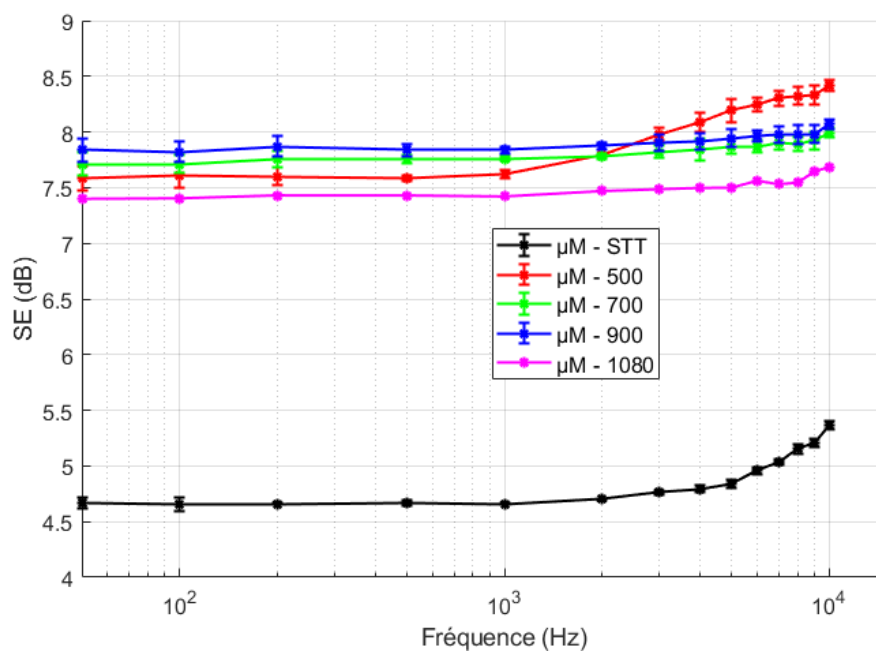


Fig. 4.15 : Impact de la température de recuit sur l'efficacité de blindage du μ M en fonction de la fréquence (μ M - STT = μ M n'ayant pas subi de traitement thermique post colaminage)

Entre les échantillons recuits, la variation de l'efficacité de blindage à très basse fréquence ($f < 100$ Hz) est très faible (7,5 dB à 8 dB). Cependant, cette faible variation mesurée n'implique pas une faible différence de la perméabilité magnétique du μM . En effet, les mesures sont effectuées sur des échantillons de 3cm x 3cm x 0,4mm. Or, nous avons vu précédemment (figure 4.9) l'impact du rayon de blindage dans le cas d'un écran en forme de disque sur la valeur de son efficacité de blindage. Pour un échantillon avec les mêmes dimensions que le nôtre, la figure 4.16 montre qu'à partir d'une perméabilité relative supérieure à 1000, l'efficacité de blindage en fonction de la perméabilité magnétique varie très faiblement pour un champ magnétique statique. Lorsque la perméabilité relative passe de 1000 à 100 000, l'efficacité de blindage varie seulement de 7,6 dB à 8 dB. C'est ce qui justifie la faible variation de l'efficacité de blindage pour $f < 100$ Hz entre les différents échantillons de μM après recuit thermique.

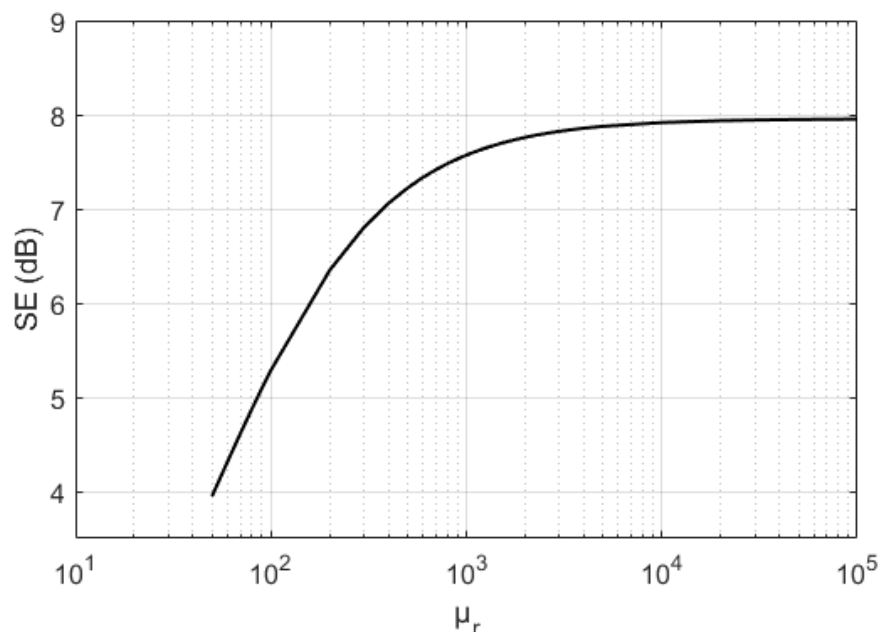


Fig. 4.16 : Variation de l'efficacité de blindage magnéto-statique en fonction de la perméabilité relative d'une tôle de dimensions 3cm x 3cm x 0,4 mm et de conductivité 1,91 MS/m

Afin de quantifier l'impact réel de ces différents traitements thermiques sur l'efficacité de blindage du μM , la perméabilité magnétique permettant d'obtenir la même efficacité de blindage que les différents échantillons recuits a été déterminée par balayage paramétrique du modèle numérique. Cette caractérisation a permis de relever la perméabilité magnétique « équivalente » en fonction du traitement thermique. Des mesures 4 pointes ont également été effectuées sur ces échantillons afin de déterminer leur conductivité électrique.

En tenant compte des incertitudes de mesure, le tableau 4.3 présente un intervalle de perméabilités relatives permettant de retrouver la même valeur d'efficacité de blindage que celle mesurée. Le tableau indique qu'une faible incertitude de mesure de l'efficacité de blindage (de l'ordre de $\pm 0,1$ dB) sur les échantillons recuits entraîne une incertitude plus importante sur la perméabilité relative équivalente du matériau, déterminée par balayage paramétrique du

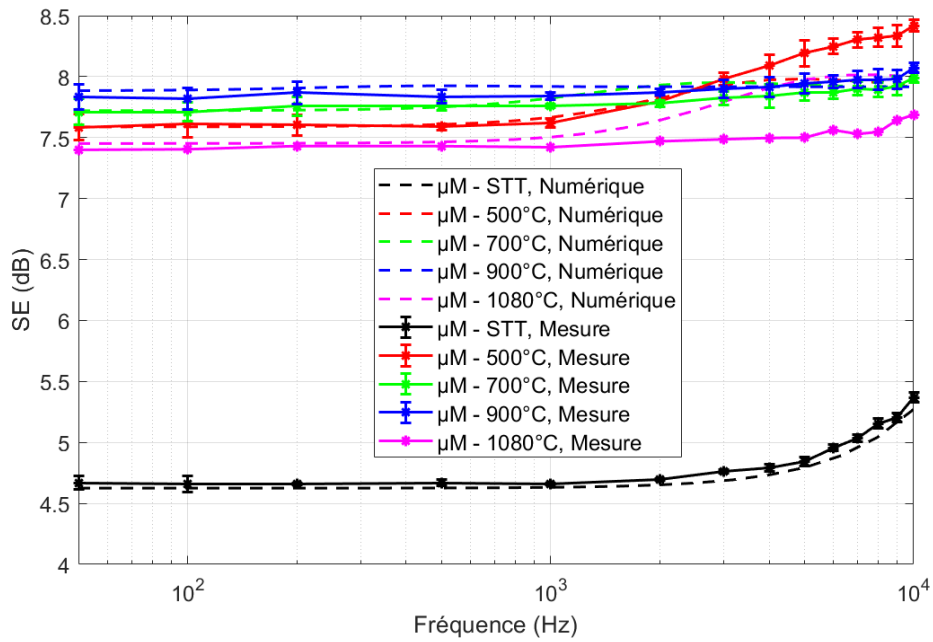
modèle numérique. En effet une incertitude de mesure de $\pm 0,1 \text{ dB}$ entraîne une incertitude sur la perméabilité relative d'amplitude 18300 (cas de l'échantillon recuit à 900°C). Cela est dû à la faible dimension des échantillons (3cm x 3cm) comme l'a montré la figure 4.16. Les mesures 4 pointes montrent que la conductivité électrique du μM est sensible au recuit thermique mais pas de façon significative.

Tableau 4.3 : Propriétés du μM après laminage et après recuit en fonction de la température

Température de recuit	Intervalle de perméabilité relative	Perméabilité relative moyenne	Conductivité électrique (MS/m)	Erreur de mesure (%)
STT	65 – 75	70	2,09	1,45
500°C	800 - 1500	1150	2,08	0,77
700°C	1100 - 2800	1950	2,04	1,71
900°C	1700 – 20000	10850	2,04	1,95
1080°C	600 - 1000	800	2,02	3,52

Les valeurs moyennes de la perméabilité relative ainsi déterminées sont utilisées pour évaluer numériquement l'efficacité de blindage du μM . Les figures 4.17 présentent les résultats obtenus. Pour $f < 1 \text{ kHz}$, la figure 4.17a montre que les évaluations numériques du modèle 3D sont conformes aux mesures. En revanche, pour $1 \text{ kHz} < f < 10 \text{ kHz}$, l'évaluation numérique des échantillons 3cm x 3cm recuits présentent des écarts nets par rapport aux mesures. Cette différence s'explique par les effets de bord dus aux faibles largeurs des échantillons.

Grâce aux évaluations numériques du modèle 2D axisymétrique qui permettent d'estimer l'efficacité de blindage des échantillons plus grandes, il a été déterminé qu'un recuit à 900°C pendant 2h améliorerait l'efficacité de blindage de 500% pour $f < 100 \text{ Hz}$ (figure 4.17b). Pour $f = 10 \text{ kHz}$, l'efficacité de blindage de l'échantillon recuit représente 11 fois celle de l'échantillon non recuit. Les traitements thermiques améliorent donc considérablement l'efficacité de blindage du μM . Le choix de la température de recuit dépendra de l'intensité du champ magnétique à atténuer. Plus la température de recuit est élevée et plus faible est l'intensité du champ magnétique pouvant entraîner la saturation des couches de μM .



a)

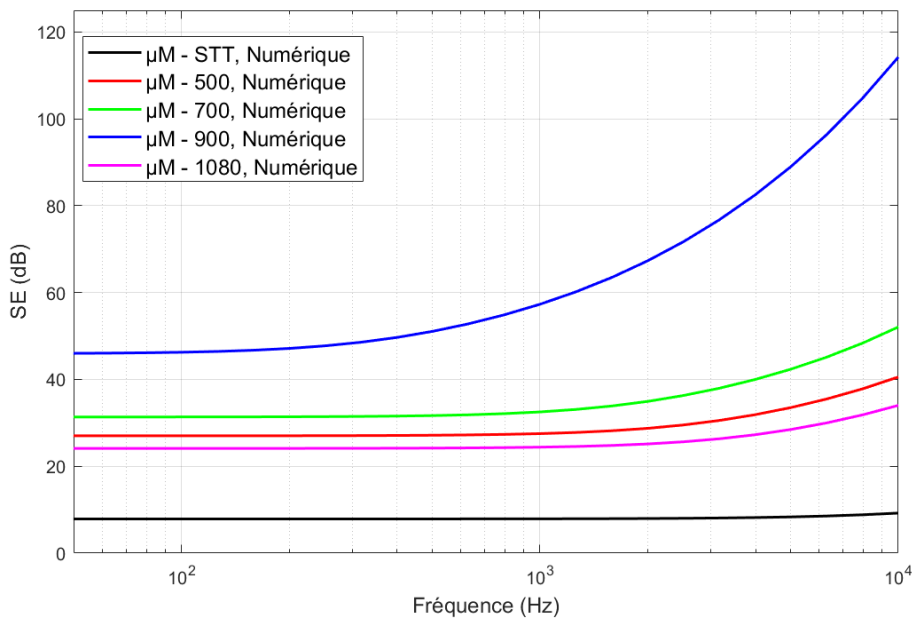


Fig. 4.17 : Efficacité de blindage du μM en fonction de la fréquence et du traitement thermique subi :
a) Échantillons de dimension 3 cm x 3 cm et b) Échantillon en forme de disque de rayon 1,5m

La tendance de l'efficacité de blindage mesurée des 4 échantillons recuits de surface 3 cm x 3cm pour $1 \text{ kHz} < f < 10 \text{ kHz}$ (Figure 4.17a) diffère de celle obtenue par simulation avec un écran de rayon 1,5m. Il en résulte que pour des fréquences supérieures à 1 kHz, les mesures d'efficacité de blindage des échantillons de dimensions 3cm x 3cm après recuit ne peuvent pas servir d'analyse qualitative de l'efficacité de blindage des trilames élaborés après traitements thermiques. Cette différence est due aux effets de bords qui apparaissent avec la

montée en fréquence du champ magnétique et avec l'augmentation de la perméabilité magnétiques des tôles.

Au regard de ces résultats, l'analyse de l'évolution de l'efficacité de blindage des échantillons recuits et de taille réduite se limitera à $f < 1$ kHz.

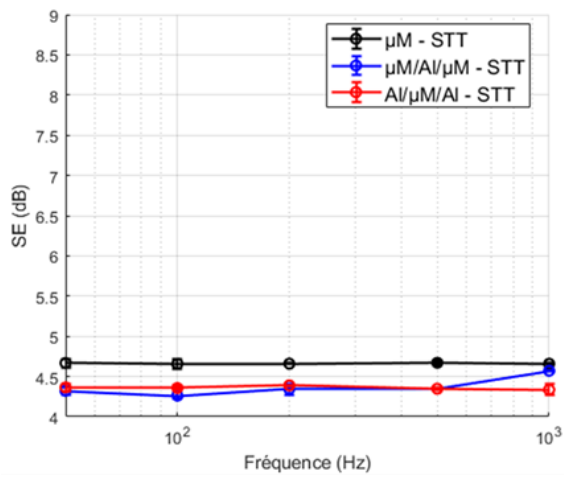
4.6.2.2. Efficacité de blindage des trilames après recuits thermiques

Vu l'impact des incertitudes de mesure de l'efficacité de blindage sur la valeur de la perméabilité magnétique déterminée par une approche numérique, il n'est pas envisageable de déterminer la perméabilité relative de chaque couche des trilames après traitement thermique par cette approche. Pour rappel, les faibles dimensions sont dues à des limitations matériels notamment la puissance du laminoir disponible au laboratoire qui ne permet pas de colaminer des multicouches de plus grandes dimensions.

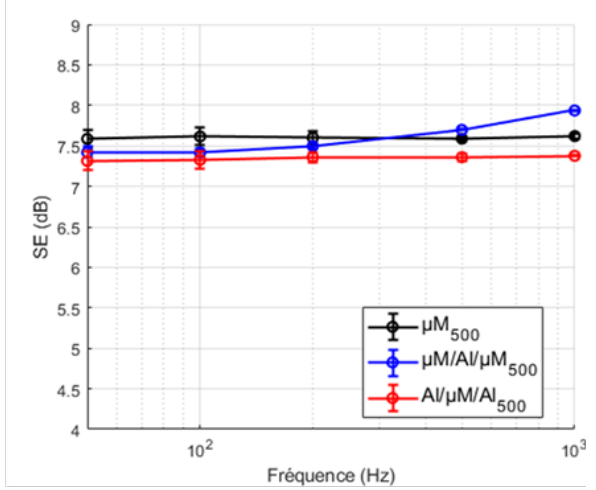
L'évolution qualitative de l'efficacité de blindage en fonction de la fréquence est présentée sur la figure 4.18. Cette figure ne présente que $SE(f)$ pour $f < 1$ kHz.

Pour un champ perturbateur d'intensité 1800 A/m, un recuit à 500°C pendant 2h (Figure 4.18b) permet une hausse de 62% de l'efficacité de blindage des trilames recuits par rapport aux trilames non recuits (Figure 4.18a). À cette température, la couche initiale d'aluminium subsiste étant donné l'allure de $SE(f)$ du trilame $\mu M/Al/\mu M$ (Figure 4.18b) qui croît. Cette croissance ne peut s'expliquer que par la présence d'une couche de conductivité électrique importante par rapport à celle de la couche de μM .

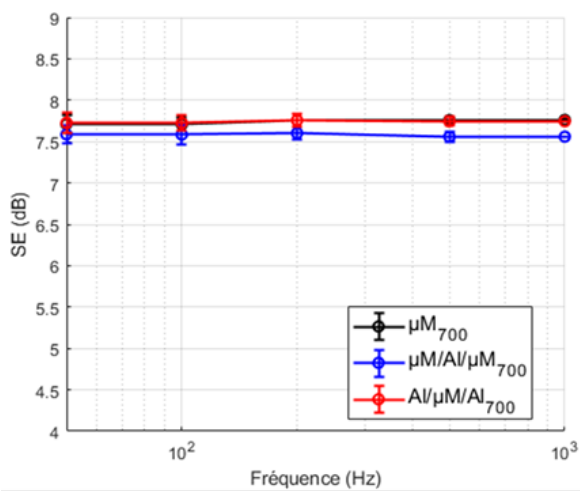
Après un recuit à 700°C (Figure 4.18c), on note une hausse importante de l'efficacité de blindage du trilame $Al/\mu M/Al$ qui égale celle de l'écran monocouche en μM . Cette hausse du $SE(f)$ de ce trilame est accentuée et devient supérieure à celle du monocouche μM pour un recuit à 900°C (Figure 4.18d). La hausse d'efficacité de blindage du trilame $Al/\mu M/Al$ par rapport au μM implique que les nouvelles phases formées ont une perméabilité relative supérieure à 1. Elles ont donc un comportement ferromagnétique. En effet, à très basses fréquences ($f < 50$ Hz) ou en statique, l'efficacité de blindage augmente avec l'épaisseur du matériau ferromagnétique. Les matériaux paramagnétiques tels que l'aluminium sont « quasi transparents » aux flux du champ magnétique et ne contribuent donc pas à leur atténuation pour $f < 50$ Hz. Étant donné que le monocouche μM a une épaisseur de 400 μm et que l'épaisseur de la couche du μM dans le composite obtenu après recuit à 900°C est de 300 μm , si les couches externes du trilame étaient paramagnétiques, son efficacité de blindage devrait rester inférieure à celle du monocouche μM comme dans le cas des figures 4.18a et 4.18b. La supériorité de l'efficacité de blindage du composite par rapport au monocouche de μM après un recuit à 900°C implique donc la formation de phases ferromagnétiques.



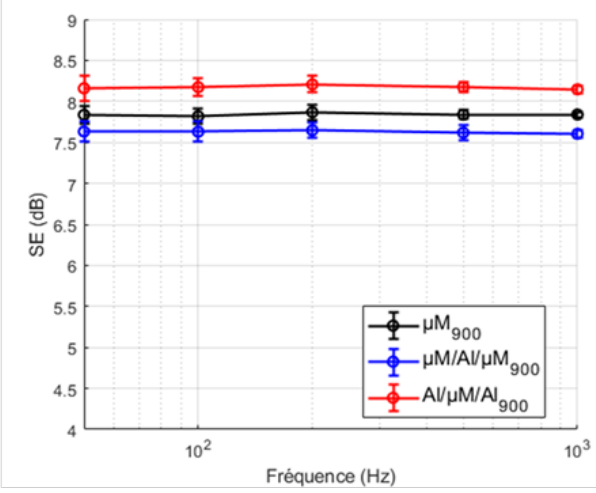
a)



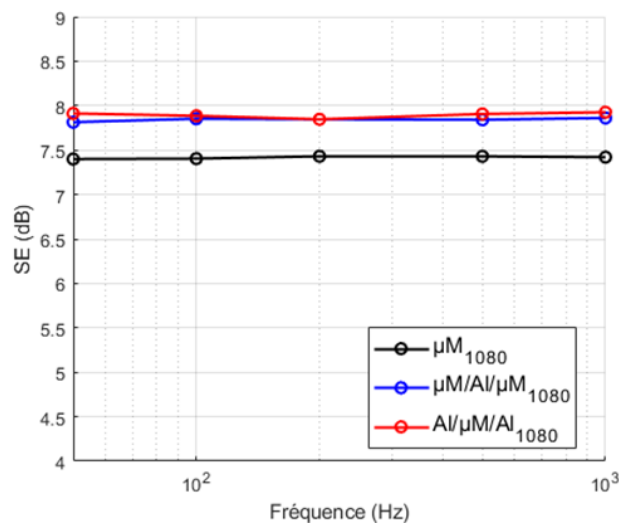
b)



c)



d)



e)

Fig. 4.18 : Efficacité de blindage des différents composites a) Après colaminage sans post traitement thermique, b) Après recuit à 500°C, c) Après recuit à 700°C, d) Après recuit à 900°C et e) Après recuit à 1080°C

Après un recuit à 1080°C (figure 4.18e), la SE(f) des composites obtenus est inférieure à celle des composites obtenus après recuit à 500°C, 700°C et 900°C. Ce résultat est lié à la faible valeur de la perméabilité relative des couches de μM après recuit à 1080°C (tableau 4.3). Après ce recuit, les composites sont plus efficaces que la couche de μM seule grâce aux nouvelles phases ferromagnétiques.

Les trilames recuits à des températures $T > 700^\circ\text{C}$ ont une efficacité de blindage constante en fonction de la fréquence. Ces résultats impliquent que les nouvelles phases formées ont une faible conductivité électrique. Le dispositif de mesure 4 pointes ne permet pas de mesurer la conductivité électrique des multicouches c'est pourquoi cette propriété des nouvelles phases formées n'a pas été évaluée dans cette partie.

4.6.3. Synthèse

Les études sur les échantillons de dimensions réduites (3cm x 3cm) ont permis de relever d'une part, la nécessité d'un recuit post colaminage et d'autre part, son impact sur l'adhérence et la structure des configurations $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ et $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$. De cette étude, il ressort que la structure $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ élaborée par colaminage n'est pas une configuration permettant d'assurer l'adhérence des tôles après l'indispensable recuit thermique. Il en découle que les multicouches constitués d'Al et de μM de plus de 3 couches ne permettront pas non plus d'assurer une bonne adhérence entre les tôles car le sandwich $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ n'adhère pas.

La configuration la plus intéressante du point de vue de la microstructure est le trilame $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$ recuit à 1080°C. Après un recuit à 900°C, les écrans de blindage $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$ et $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ avec les nouvelles phases formées sont plus efficaces que les tôles de μM en statique. Cependant, ces recuits entraînent l'apparition de nouvelles phases, constituées des aluminures de nickel et de fer, peu conductrices électriques par rapport à l'aluminium pur. L'apparition de ces nouvelles phases après recuit à $T > 700^\circ\text{C}$ limite le gain en efficacité de blindage qu'aurait permis la présence des couches d'aluminium pour $f > 500$ Hz.

Au regard de ces résultats et des limitations matérielles, nous avons collaboré avec le laboratoire des matériaux d'Évry de l'École des mines de Paris afin d'élaborer des échantillons de dimensions 9cm x 9cm permettant d'effectuer la caractérisation des propriétés électriques et magnétiques des nouvelles phases obtenues après recuit. Cependant, pour conserver une couche externe conductrice afin d'assurer un gain significatif de l'efficacité de blindage pour $f > 1$ kHz, le protocole expérimental des recuits thermiques du trilame $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$ a été modifié. De plus, un multicouche intégrant des couches de cuivre a été étudié. Le trilame $\mu\text{M}/\text{Al}/\mu\text{M}$ ne présentant pas d'intérêt à cause de sa structure après recuit, il n'a pas été élaboré en dimensions plus grandes. Le protocole expérimental et les différents résultats obtenus font l'objet de la section 4.7.

4.7. Élaboration et caractérisation des multicouches de dimension 9cm x 9cm

4.7.1. Colaminage des tôles d'aluminium, de μM et de cuivre

Comme annoncé, les échantillons de 9 cm de côté ont été élaborés au centre des matériaux d'Évry avec un laminoir constitué de deux cellules de 250 kN chacune et de deux cylindres contrarotatifs de 199 mm de diamètre. La vitesse du laminoir a été fixée à 1 tr/min soit une vitesse linéaire de 10,4 mm/s.

L'objectif était de réaliser des échantillons d'épaisseur 0,4 mm comme dans le cas des échantillons de largeur 3 cm. Cependant, l'épaisseur minimale que nous avons pu atteindre sans entrainer la courbure des multicouches est de 650 μm . Les échantillons ont donc été élaborés avec une épaisseur d'environ 680 μm . Les tôles initiales sont les suivantes : tôles de μM d'épaisseur 1 mm, tôles d'aluminium d'épaisseur 0,5 mm et 0,1 mm, tôles de cuivre d'épaisseur 0,5 mm. Après dégraissage et brossage des différentes tôles, des taux de réduction de 66% et de 69% ont été appliqués aux tôles superposées pour obtenir respectivement les multicouches Al(160)/ μM (370 μm)/Al(150 μm) (figure 4.19a) et Cu(145 μm)/Al(40 μm)/ μM (335 μm)/Al(30 μm)/Cu(130 μm) (figure 4.19b). Les multicouches élaborés ont donc les dimensions suivantes : 9cm x 9cm x 0,68mm.

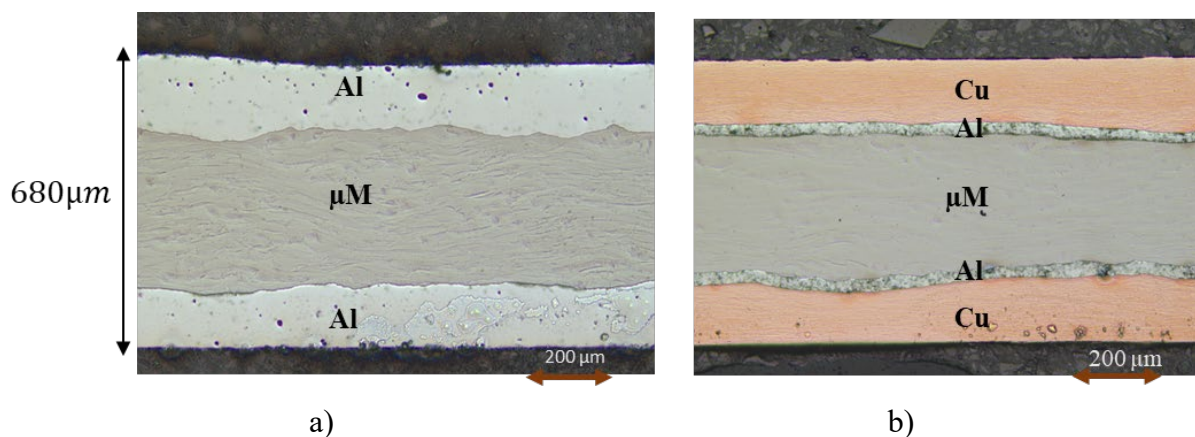


Fig. 4.19 : Coupe longitudinale a) des trilames Al/ μM /Al et b) Cu/Al/ μM /Al/Cu

Les couches de cuivre ont été ajoutées afin de conserver des couches de conductivité électrique élevée après recuit à des températures supérieures à 700°C.

4.7.2. Protocole expérimental des recuits thermiques des échantillons de 9cm x 9cm

Les traitements thermiques des nouveaux multicouches ont été effectués sous argon hydrogéné au centre des matériaux d'Évry. Deux températures de recuit ont été retenues.

Le premier est un recuit à 900°C pendant 4h suivant le protocole présenté sur la figure 4.20a. La phase de montée en température est effectuée à la vitesse de 350°C/h suivie d'un palier à 900°C pendant 4h puis d'un refroidissement à 300°C/h jusqu'à 450°C. En fin de recuit, une trempe sous air est effectuée. Ce protocole est celui permettant d'optimiser au mieux la perméabilité magnétique du μM [148]. Idéalement, il faudrait un recuit à 1170°C pendant 4h.

Toutefois, à cette température, le cuivre disparaîtrait complètement au profit de nouvelles phases. L'objectif en ajoutant du cuivre est de pouvoir effectuer le recuit à une température élevée tout en conservant la conductivité électrique des couches externes ce qui n'est pas possible avec l'aluminium. C'est pour cela que la température de recuit à 900°C pendant 4h a été retenue. Cette température est inférieure à la température de fusion du cuivre (~1080°C). Les résultats de la section 4.6.2.2 ont montré que le trilame Al/ μ M/Al recuit à 900°C est plus efficace que le μ M à iso épaisseur. C'est ce qui justifie la conservation des couches d'aluminium entre les couches de μ M et de cuivre.

Le second recuit est constitué d'une phase de montée en température à la vitesse de 350°C/h. Après 7h de recuit à 450°C, une trempe sous air est également effectuée comme schématisé sur la figure 4.20b. La trempe sous air permet un refroidissement rapide (>1000°C/h). Ce refroidissement rapide maximise la perméabilité magnétique initiale (μ_{r_i}) des couches de μ M [148].

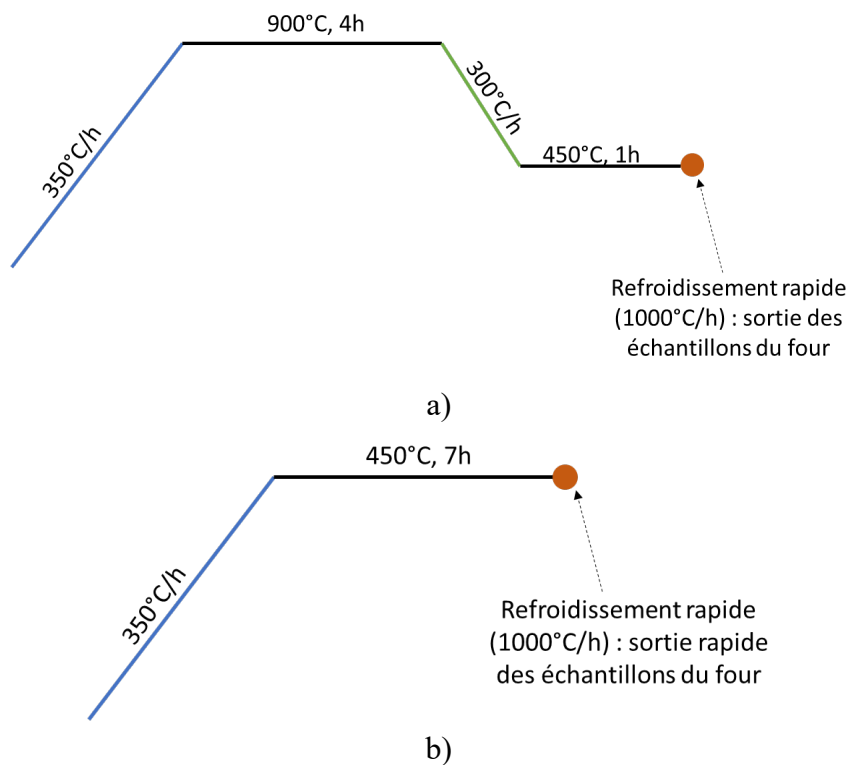


Fig. 4.20 : Protocole expérimental des recuits : a) à 900°C ; b) à 450°C

4.7.3. Structures des multicouches après recuit

4.7.3.1. Cas de l'Al/ μ M/Al

Le recuit à 900°C pendant 4h a entraîné l'inter diffusion de l'Al, du Ni et du Fe. Cette inter diffusion a conduit à la réduction de l'épaisseur de la couche de μ M et à la formation des aluminures de fer et de nickel comme dans le cas des échantillons de dimension 3 cm x 3cm. En effet, après colaminage, la couche de μ M à une épaisseur de ~370 μ m (fig. 4.19a). Après recuit à 900°C, il ne reste plus qu'une épaisseur de ~215 μ m (fig. 4.21a). Ces nouvelles phases

sont fragiles entraînant ainsi l'apparition d'une fragmentation. Un zoom aux interfaces du trilames (figure 4.21b) montre l'apparition d'une fine couche d'intermétallique d'épaisseur $\sim 7 \mu\text{m}$. La figure 4.21c présente l'évolution de la composition chimique aux interfaces du trilame après recuit suivant la ligne rouge de la figure 4.21b.

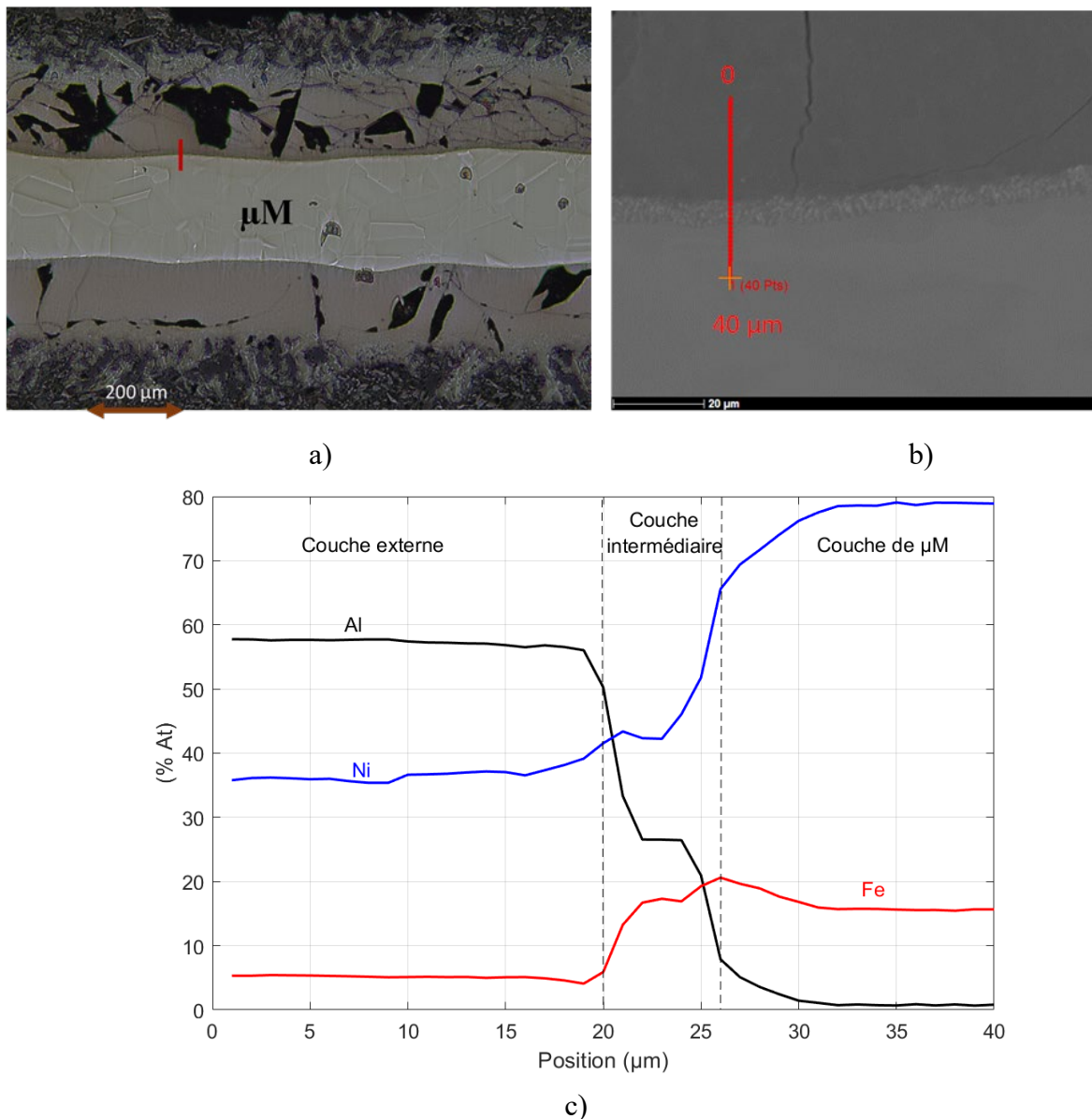


Fig. 4.21 : Structure du trilame Al/ μM /Al a) Après recuit, b) zoom sur l'intermétallique formé, c) Évolution de la composition chimique suivant la ligne rouge

En reportant les données de l'analyse EDS sur les diagrammes de phases proposées dans [150], on déduit que la couche externe est constituée de Ni_2Al_3 et de NiAl et la couche intermédiaire est constituée essentiellement de NiAl et d'une solution solide de fer et de molybdène ($\sim 19\%$).

Dans la section 4.6.1.1, il a été mentionné que le trilame Al/ μM /Al recuit à 500°C pendant 2h a fragilisé l'adhérence des tôles et n'a pas permis une analyse EDS du trilame après recuit.

L'expérience a été reprise en augmentant le taux de réduction. Dans le cas des échantillons 3cm x 3cm, un taux de réduction de 57% avait été appliqué aux tôles initiales pour obtenir le trilame Al/ μ M/Al. Pour les échantillons 9cm x 9cm, le taux de réduction est passé à 66% afin de renforcer l'adhérence du trilame avant recuit. La température de recuit est passé à 450°C pendant 7h. Le but de ce protocole expérimental est de limiter toute inter diffusion afin de conserver la conductivité de l'aluminium ainsi que l'adhérence des tôles tout en améliorant la perméabilité magnétique du μ M. La figure 4.22a montre une section longitudinale du trilame après recuit. Contrairement au trilame Al/ μ M/Al recuit à 900°C, le trilame recuit à 450°C ne présente pas de fragmentation sur les couches externes. Sa structure reste identique à celle du trilame non recuit après colaminage (figure 4.19a).

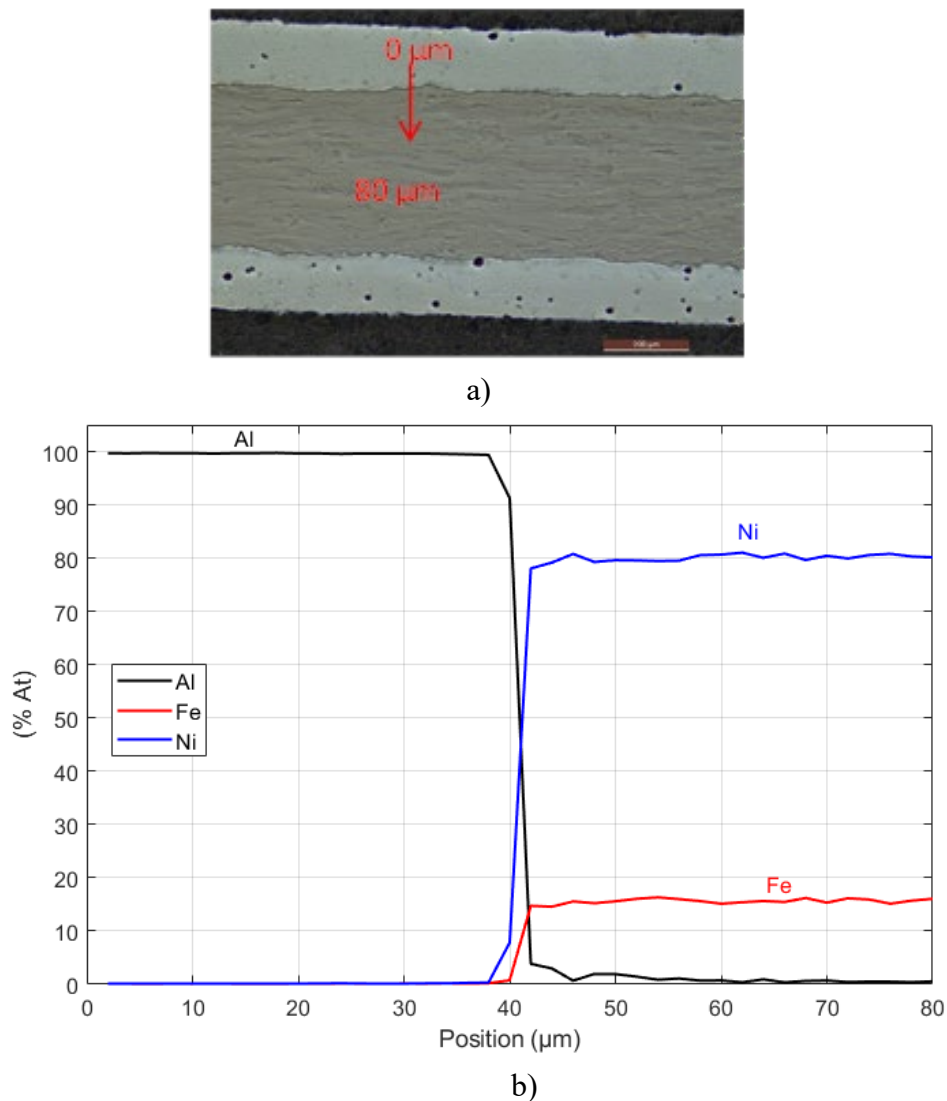


Fig. 4.22 : a) Structure du trilame Al/ μ M/Al recuit à 450°C pendant 4h et b) composition chimique à ses interfaces suivant la ligne rouge indiquée sur sa structure

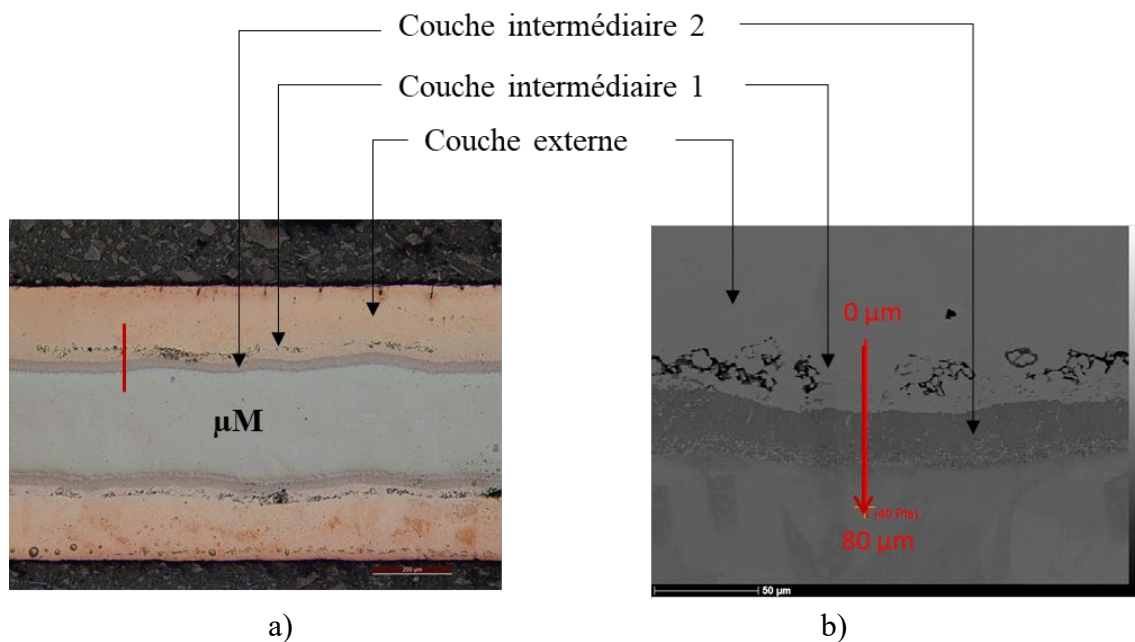
L'analyse chimique du trilame (figure 4.22b) montre qu'il n'y a pratiquement pas eu d'inter diffusion entre les différentes couches. Ce résultat permet de conclure qu'avec un taux de réduction élevé ($r > 66\%$), le trilame Al/ μ M/Al recuit à 450°C pendant 7h permet de maintenir

une bonne adhérence des couches du trilame (délaminage manuel impossible) et de conserver la composition chimique de chaque couche.

4.7.3.2. Cas du multicouche Cu/Al/ μ M/Al/Cu

Après un recuit à 900°C pendant 4h, les interdiffusions font apparaître trois nouvelles phases (fig. 4.23) : une première phase riche en cuivre (%At de Cu > 75%) et constituée d'aluminium (%At Al \approx 10%), de nickel (% At Ni < 10%) et d'environ 1% de fer. Ensuite, une seconde phase (notée couche intermédiaire 1 sur la figure 4.23c) constituée en moyenne de (Ni, Cu, Al) équimolaire, de \sim 6% de fer et d'environ 1% de molybdène. La troisième phase riche en nickel qui se situe juste avant la couche de μ M nommé couche intermédiaire 2 est en moyenne constituée de 50% de nickel, 23% d'aluminium, 15% de cuivre et de 12% de fer.

À cause des interdiffusions, à la fin du recuit, la couche de μ M est passée d'une épaisseur de \sim 335 μ m à \sim 270 μ m. Les figures 4.23a et 4.23b montrent l'apparition de porosités entre la couche initialement en aluminium et la couche de cuivre. Ces porosités ne peuvent s'expliquer que par l'effet Kirkendall c'est-à-dire la différence entre les coefficients de diffusion de l'aluminium, du cuivre et du FeNi. Entre la couche initialement en aluminium et le μ M, aucune porosité n'apparaît. Ces porosités ne sont présentes qu'entre la couche initialement en cuivre et la couche d'aluminium. Cela suggère qu'il y a une forte diffusion de l'aluminium vers la couche de μ M (ce qui explique la réduction de l'épaisseur de la couche de μ M après recuit) et que la diffusion du cuivre et du FeNi n'a pas comblé les lacunes créées par la diffusion des atomes d'aluminium. Toutefois, ces porosités sont moins importantes que dans le cas du trilame μ M/Al/ μ M et ce composite présente une bonne adhérence (échec de délaminage manuel).



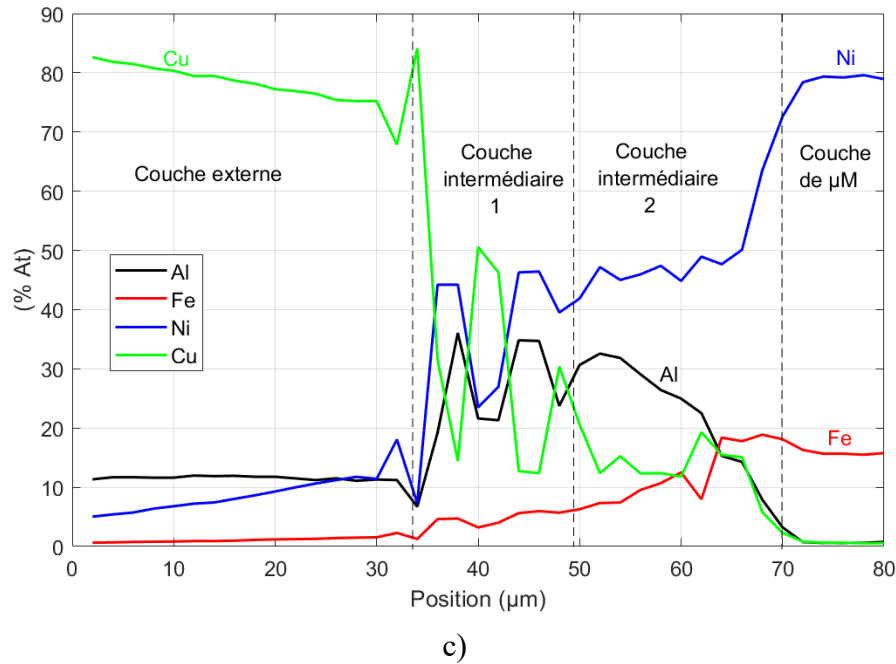


Fig. 4.23 : a) Structure du composite Cu/Al/ μ M/Al/Cu après recuit à 900°C pendant 4h ; b) zoom sur les nouvelles phases formées et c) analyse de l'évolution de la composition chimique aux interfaces des couches suivant la ligne rouge

4.7.4. Efficacité de blindage des multicouches Al/ μ M/Al et Cu/Al/ μ M/Al/Cu

4.7.4.1. Efficacité de blindage magnétostatique des multicouches

Afin de prendre en compte la variation de la perméabilité magnétique en fonction de l'intensité du champ magnétique incident, l'intensité du courant continu traversant la bobine a été variée de $I_{min} = 0,1A$ à $I_{max} = 5A$. Cette valeur minimale a été retenue car en dessous de celle-ci, la résolution du capteur à effet hall utilisé pour la mesure de l'induction magnétique et la résolution de l'oscilloscope ne permettent pas de lire les mesures avec précision. Au-delà de 5A, les pertes par effet Joule dans les enroulements de la bobine entraînent un échauffement des tôles pouvant induire des variations des propriétés magnétiques du μ M. La figure 4.24 présente la variation de l'efficacité de blindage mesurée des différents composites en fonction de l'intensité du champ magnétique généré par la bobine. L'intensité du champ magnétique n'est pas uniforme, les valeurs représentées sur l'axe des abscisses sont celles situées sur l'axe de la bobine à la position de l'écran de blindage en l'absence de ce dernier.

L'efficacité de blindage de tous les échantillons croît avec l'intensité du champ magnétique incident. Ce sens de variation permet de conclure que la couche de μ M dans les différentes structures de dimensions 9cm x 9cm recuites ou non n'est pas saturée pour les intensités de champ magnétique considérées.

Le trilame Al/ μ M/Al recuit à 450°C pendant 7h a une efficacité de blindage inférieure à celle du trilame Al/ μ M/Al recuit à 900°C pendant 4h. Dans le cas présent, la température de recuit est donc plus influente que la durée du recuit sur l'efficacité de blindage magnétostatique des couches de μ M.

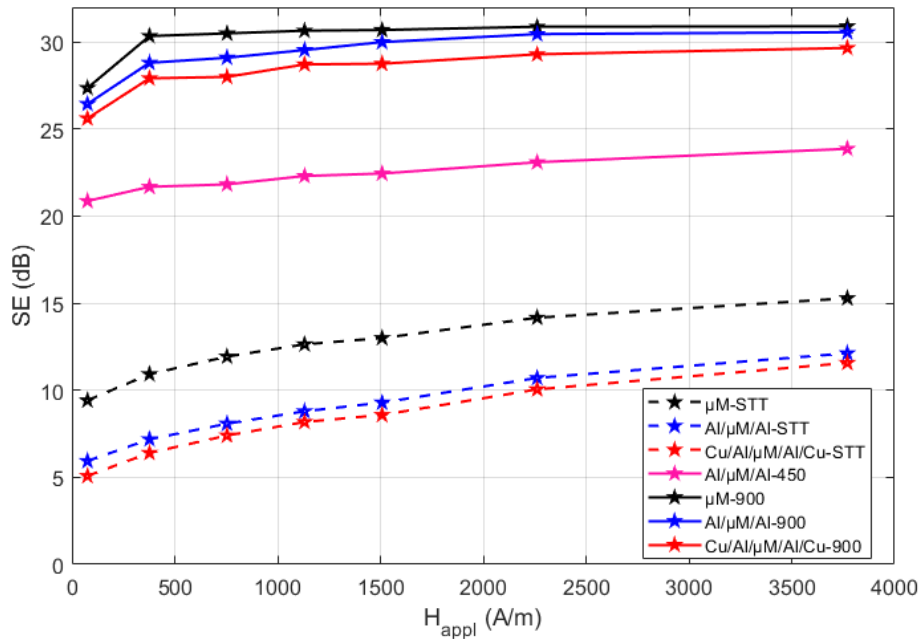


Fig. 4.24 : Efficacité de blindage en fonction de l'intensité du champ magnétique statique perturbateur

Seules les couches ferromagnétiques participent au blindage magnétostatique. Avant recuit, la couche de μM avait une épaisseur de $\sim 370 \mu m$ dans le trilame Al/ μM /Al et une épaisseur de $\sim 335 \mu m$ dans le multicouche Cu/Al/ μM /Al/Cu. C'est ce qui justifie la supériorité de l'efficacité de blindage magnétostatique de l'Al/ μM /Al par rapport au Cu/Al/ μM /Al/Cu. Après le recuit à $900^\circ C$, l'épaisseur de la couche de μM est réduite à $\sim 230 \mu m$ dans le composite initialement Al/ μM /Al alors qu'elle est de $\sim 270 \mu m$ dans le composite initialement Cu/Al/ μM /Al/Cu. Bien qu'après recuit l'épaisseur de la couche de μM dans l'Al/ μM /Al soit inférieure à son épaisseur dans Cu/Al/ μM /Al/Cu, l'efficacité de blindage magnétostatique de l'Al/ μM /Al est supérieure à celle de Cu/Al/ μM /Al/Cu. Ce résultat implique que les phases nouvellement formées dans le composite initialement Al/ μM /Al participent également au blindage magnétostatique. On déduit donc que les phases nouvellement formées constituées d'aluminure de fer et de nickel sont ferromagnétiques.

Au chapitre 2, il a été montré que l'efficacité de blindage d'un écran composite pouvait être évaluée en le considérant comme une couche homogène de perméabilité μ_{req} et de conductivité σ_{eq} tant que l'épaisseur de la couche homogénéisée reste inférieure à 4 fois son épaisseur de peau. En se basant sur cette approche, la perméabilité magnétique des couches homogénéisées équivalentes aux structures Al/ μM /Al et Cu/Al/ μM /Al/Cu recuites à $900^\circ C$ a été déterminée en fonction de l'intensité du champ magnétique. La figure 4.25 compare la perméabilité magnétique équivalente de ces multicouches à celle de la couche de μM de même épaisseur totale.

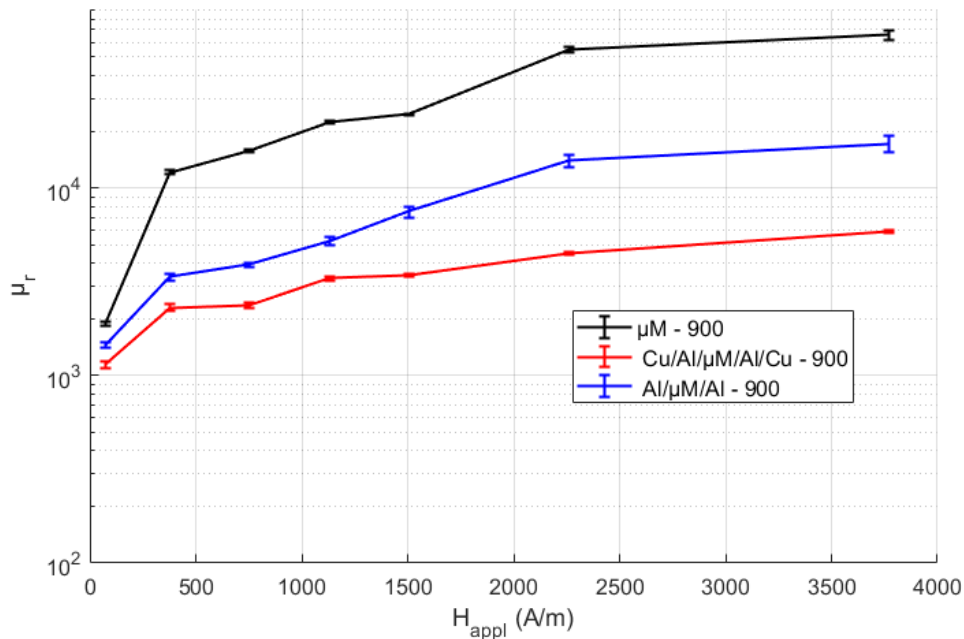


Fig. 4.25 : Perméabilité magnétique relative des composites multicouches en fonction de l'intensité du champ magnétique statique

La perméabilité magnétique relative de l'écran de blindage monocouche de μM obtenu par simple laminage puis recuit à $900^\circ C$ varie de 1900 ± 50 à 65500 ± 3500 tandis que celle du composite initialement $Al/\mu M/Al$ varie de 1450 ± 50 à 17250 ± 1750 et celle du composite initialement $Cu/Al/\mu M/Al/Cu$ varie de 1150 ± 50 à 5900 ± 100 . Ce sont ces grandeurs de perméabilité qui expliquent le fait que l'efficacité de blindage magnétostatique du μM recuit à $900^\circ C$ soit supérieure à celle du composite initialement $Al/\mu M/Al$ qui est à son tour supérieure à celle du composite initialement $Cu/Al/\mu M/Al/Cu$ (figure 4.24).

4.7.4.2. Impact du taux de réduction sur la perméabilité magnétique initiale des multicouches

Afin d'évaluer l'impact du taux de réduction sur la perméabilité magnétique des couches de μM , analysons l'évolution de la perméabilité magnétique relative de ce matériau dans les différents multicouches. Les épaisseurs des couches de μM dans les configurations $Al/\mu M/Al$ et $Cu/Al/\mu M/Al/Cu$ non recuits sont respectivement de $370\mu m$ et $335\mu m$. Le monocouche de μM d'épaisseur $680\mu m$ est obtenu par simple laminage d'une tôle de μM d'1 mm d'épaisseur soit un taux de réduction de 32%. La couche de μM dans la structure $Al/\mu M/Al$ a subi un taux de réduction de 63% et celle dans la structure $Cu/Al/\mu M/Al/Cu$ a subi un taux de réduction de 66,5%. Pour des valeurs de faible champs incidents, $H_{appl} = 75 A/m$, la figure 4.26 montre que la perméabilité magnétique initiale décroît lorsque le taux de réduction augmente.

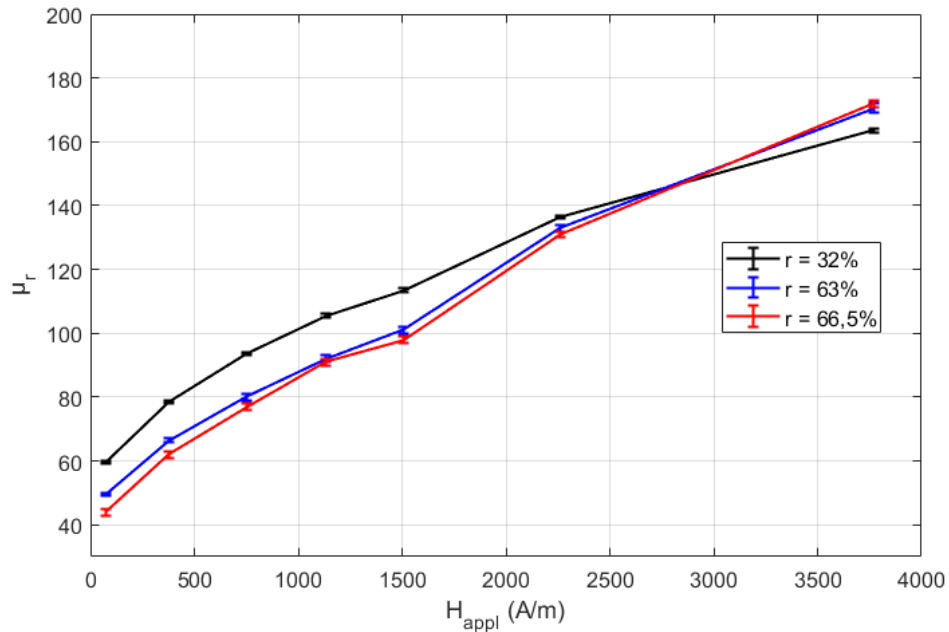


Fig. 4.26 : Impact du taux de réduction sur la perméabilité magnétique des couches de μM

Pour des valeurs de champ appliqué élevées ($H_{appl} > 3000 A/m$), la perméabilité relative effective de la couche de μM dans la structure Cu/Al/ μM /Al/Cu devient supérieure à celle du monocouche. Ce résultat pourrait s'expliquer par le fait que les couches de μM de faibles épaisseursaturent plus vite que les couches de μM d'épaisseur plus grandes. Ainsi, en variant l'intensité du champ magnétique, plus la couche de μM est faible et plus rapide sera la croissance de sa perméabilité magnétique relative.

4.7.4.3. Variation de l'efficacité de blindage des différents composites en fonction de la fréquence

Afin d'effectuer une analyse comparative de l'efficacité de blindage des différents composites en fonction de la fréquence, l'intensité du champ magnétique traversant la bobine générant le champ magnétique a été fixée à 2A. L'efficacité de blindage a été mesurée sur un spectre de fréquences de 1 Hz à 10 kHz. Sur cette bande de fréquences, la figure 4.27 montre que les écrans de blindage recuits à 900°C après colaminage présentent une efficacité de blindage supérieure à celle des écrans non recuits après colaminage grâce à la hausse de leur perméabilité magnétique relative.

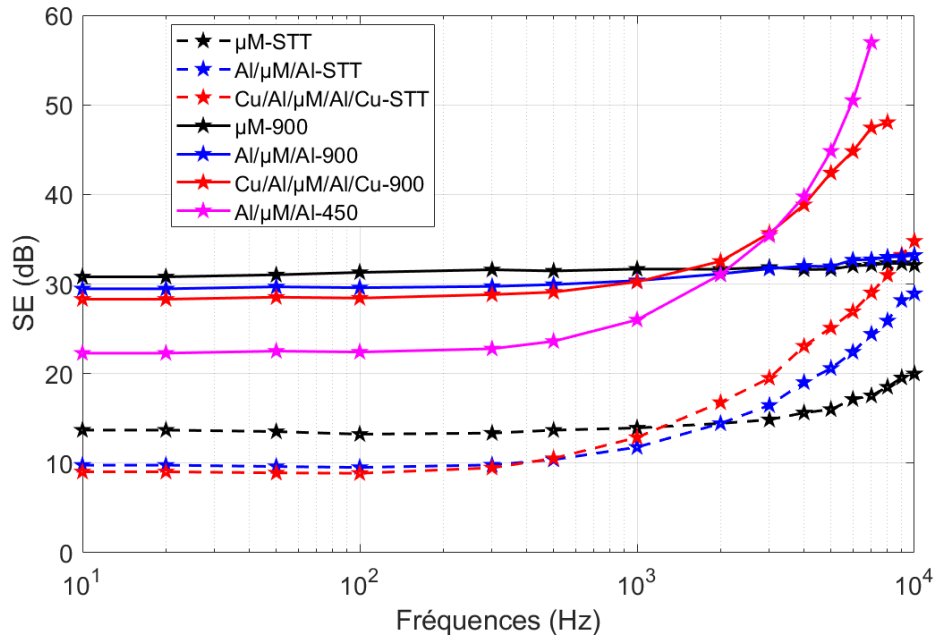


Fig. 4.27 : Efficacité de blindage en fonction de la fréquence des multicouches avant (SST) et après recuit

En associant de l'aluminium au μM (Al/ μM /Al) ou du cuivre et de l'aluminium au μM (Cu/Al/ μM /Al/Cu), on note un gain d'efficacité de blindage des multicouches laminées (STT) par rapport au monocouche de μM à iso épaisseur pour $f > 1$ kHz. Ce gain est de 45% à 10 kHz pour le trilame Al/ μM /Al – STT et de 74% pour la structure Cu/Al/ μM /Al/Cu - STT. Pour $f < 1$ kHz, les trilames sont moins efficaces de 30% par rapport à l'écran monocouche de μM . Bien que les multicouches soient moins efficaces que le μM pour $f < 1$ kHz, ils permettent une meilleure atténuation du champ magnétique sur une large bande de fréquences ($f > 1$ kHz), ce qui ne peut être réalisé avec un écran monocouche de μM .

Après recuit, l'efficacité de blindage du μM -900 et celle du trilame Al/ μM /Al-900 sont quasi constantes. Dans le cas de l'écran monocouche de μM , ce résultat s'explique par la faible conductivité électrique de cet alliage de fer nickel qui limite l'atténuation par courants de Foucault du champ magnétique incident. De plus, lorsque la fréquence augmente sur le spectre de fréquences de 1 Hz à 10 kHz, l'écart entre l'impédance d'onde et l'impédance du μM diminue. En conséquence les pertes par réflexion diminuent (équations (1.14) et (1.16), chapitre 1). On peut déduire qu'après recuit, les nouvelles phases formées dans le composite Al/ μM /Al-900 sont de mauvaises conductrices électriques. Grâce à l'approche d'homogénéisation proposée au chapitre 2, la conductivité électrique de la couche homogénéisée équivalente au composite a été déterminée. Elle est de $\sigma_{eq} = 3,8 \text{ MS/m} \pm 0,1 \text{ MS/m}$. La conductivité de la couche de μM mesurée est de $2,02 \text{ MS/m}$. On en déduit donc que les nouvelles phases formées ont une conductivité électrique de l'ordre de 5 MS/m .

Les structures qui conservent l'avantage de l'association des couches d'aluminium ou de cuivre aux couches de μM sont le trilame Al/ μM /Al recuit à 450°C pendant 7h et la configuration Cu/Al/ μM /Al/Cu recuit à 900°C pendant 4h. Dans le cas du trilame Al/ μM /Al

recuit à 450°C, l'analyse EDS a montré qu'il n'y a pas eu d'inter diffusion entre les différentes couches (fig. 4.22). En conséquence, l'aluminium a conservé toute sa conductivité électrique entraînant une importante hausse de l'efficacité de blindage pour $f > 500$ Hz. Toutefois, le recuit ayant été effectué à basse température pour atteindre cet objectif, l'efficacité de blindage pour $f < 2$ kHz est réduite par rapport à celle du monocouche de μ M recuit à 900°C. Le trilame Al/ μ M/Al recuit à 450°C est plus efficace que la structure Cu/Al/ μ M/Al/Cu recuite à 900°C pour $f > 3$ kHz. Ce résultat pourrait s'expliquer par l'inter diffusion des éléments entre les couches de cuivre et d'aluminium. En effet, l'analyse EDS révèle que l'aluminium a diffusé sur toute l'épaisseur de la couche initialement en cuivre (voir figure 4.28). Outre la formation de couches « intermédiaires » (voir figure 4.23), la couche initialement en cuivre a donc été remplacée par une couche constituée de ~90% de cuivre et ~10% d'aluminium. Elle est donc moins conductrice électrique que le cuivre.

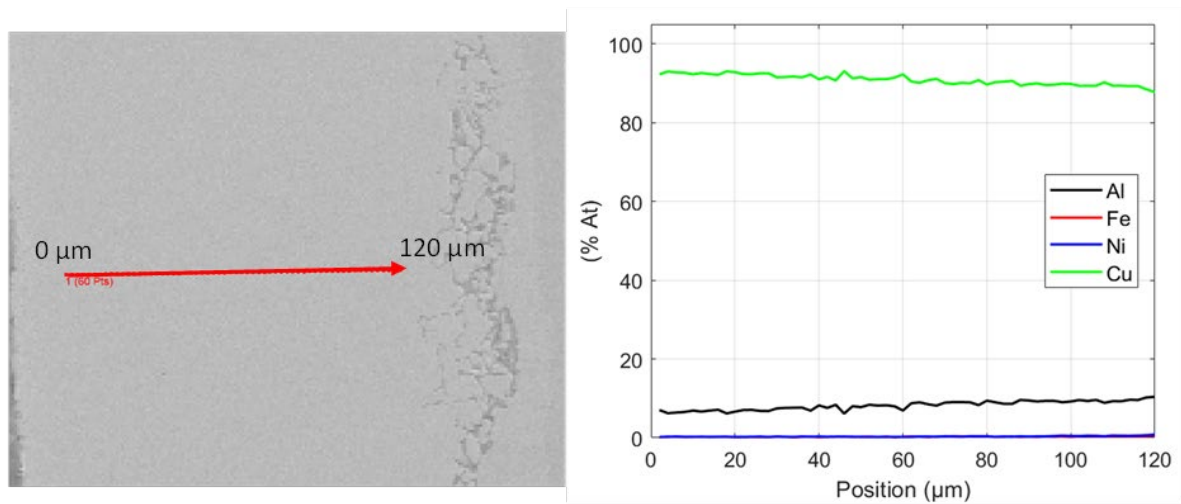


Fig. 4.28 : Composition chimique de la couche initialement en cuivre après recuit à 900°C pendant 4 h

Le trilame Al/ μ M/Al recuit à 450°C et la configuration Cu/Al/ μ M/Al/Cu recuite à 900°C sont donc des structures d'écran de blindage magnétique qui permettent d'atténuer efficacement le champ magnétique sur une large bande de fréquences.

4.8. Conclusion

Ce chapitre a mis en lumière la faisabilité de l'association par colaminage à froid des couches de matériaux conducteurs électriques (Al, Cu) aux couches d'un matériau à grande perméabilité magnétique tel que le μ M pour la formation d'un écran de blindage magnétique de faible épaisseur ($l < 0,7$ mm). Il a été démontré qu'un recuit post colaminage est indispensable pour améliorer l'efficacité de blindage de tels multicouches à très basses fréquences ($f < 1$ kHz). Cependant, ces recuits entraînent l'inter diffusion des éléments chimiques constituant chaque couche. Ces inter diffusions conduisent à la formation de porosités qui compromettent l'adhérence des tôles. Ainsi, le trilame μ M/Al/ μ M recuit à une température supérieure à 700°C conduit à un délaminage des couches par simple choc ou essai

de délaminage manuel quel que soit le taux de réduction appliqué aux couches initiales. Les analyses des résultats des différentes expériences ont permis de déduire que cette fragilisation de l'adhérence après recuit est due à l'effet Kirkendall en raison de la forte diffusivité de l'aluminium dans le FeNi. Le trilame Al/ μ M/Al assure une bonne adhérence après colaminage et recuit (échec des essais de délaminage manuel). Cependant, les inter diffusions entraînent la formation de nouvelles phases dures et fragiles conduisant à la fragmentation des couches externes. Les analyses EDS et les diagrammes de phases ternaires Al-Ni-Fe ont permis de déterminer la nature de ces nouvelles phases principalement constituées d'aluminures de fer et de nickel. Ces résultats impliquent que le nombre de couches maximales d'un multicouche associant l'Al au μ M et pouvant conserver l'adhérence après des recuits à $T > 700^\circ\text{C}$ ne peut excéder 3 couches. Les seules configurations réalisables sont alors le trilame Al/ μ M/Al et le bicouche Al/ μ M qui n'a pas été étudié ici.

Parmi les configurations étudiées, deux se sont révélées particulièrement intéressantes du point de vue structure et efficacité de blindage sur une large bande de fréquences. Il s'agit du trilame Al/ μ M/Al élaboré par colaminage avec un taux de réduction de 66% et recuit à 450°C pendant 7h et de la structure Cu/Al/ μ M/Al/Cu élaborée également par colaminage avec un taux de réduction de $\sim 69\%$ et recuit à 900°C pendant 4h sous argon hydrogéné. Cette dernière configuration est plus efficace que la première pour $f < 3$ kHz grâce à la température de recuit plus élevée qui augmente considérablement la perméabilité magnétique du composite formé. Cependant, à cause de la diffusion de l'aluminium dans la couche de cuivre, cette structure est moins efficace que le trilame Al/ μ M/Al recuit à 450°C pour $f > 3$ kHz. L'efficacité de blindage du trilame Al/ μ M/Al atteint 57 dB à 7 kHz permettant ainsi une atténuation du champ magnétique incident de 0,9 mT à 1,2 μ T, limite de la résolution de l'oscilloscope utilisé pour la lecture de l'induction magnétique relevée par le capteur. Le choix de la température de recuit dépendra donc des contraintes d'efficacité de blindage sur le spectre de fréquences d'intérêt.

Conclusion Générale & Perspectives

Conclusion Générale

Cette thèse s'est proposée d'étudier l'intérêt des composites bimétalliques élaborés par colaminage pour le blindage magnétique couvrant un spectre allant du DC à plusieurs dizaines de kHz. Ces composites sont constitués d'un alliage à grande perméabilité magnétique (mumétal) et d'un métal conducteur électrique de faible densité massique (aluminium). Ces choix sont motivés par la complémentarité de ces deux métaux. Le mumétal est un alliage à grande perméabilité magnétique et donc efficace pour l'atténuation d'un champ magnétique statique. C'est un métal onéreux de densité massique élevée. L'aluminium est le quatrième métal le plus conducteur électrique après l'argent, le cuivre et l'or. Il s'agit d'un métal abondant de faible densité massique et moins cher. Les deux métaux permettent d'élaborer un bimétallique de faible épaisseur ($l < 0,7\text{mm}$) de perméabilité magnétique élevée, donc efficace pour l'atténuation du champ magnétique basses fréquences, et de conductivité électrique également élevée donc également efficace pour l'atténuation du champ magnétique de fréquences supérieures au kHz.

Dans un premier temps, les différents facteurs influençant l'efficacité de blindage d'un tel bimétallique ont été déterminés et leur impact évalué grâce à une étude numérique, dont les résultats ont été validés expérimentalement. Il a été établi que l'espacement des couches métalliques par un isolant peut apporter une amélioration de 5% à l'efficacité de blindage de ce bimétallique à très basses fréquences $f < 100\text{ Hz}$. Cet espacement perd tout intérêt pour $f > 1\text{ kHz}$ ou pour des bimétalliques d'épaisseur inférieure à 0,3 mm. Il faut noter que pour ce cas d'étude, l'espacement maximal vaut 2/3 de l'épaisseur totale de l'écran de blindage bimétallique. Cette conclusion ne s'applique donc pas aux chambres amagnétiques où l'espacement entre les couches peut être de plusieurs centimètres.

Il s'est avéré que pour un écran de blindage bimétallique, l'ordre de superposition des couches est l'un des paramètres les plus influents sur son efficacité de blindage. Une étude comparative de trilames Al/ μM /Al et μM /Al/ μM d'épaisseur 400 μm a montré qu'entre 3 kHz et 10 kHz, le trilame μM /Al/ μM a une efficacité de blindage 30% à 40% supérieure à celle du trilame Al/ μM /Al. Les deux trilames étant constitués de la même épaisseur cumulée d'aluminium et de μM , cette différence est essentiellement due à l'ordre de superposition des couches qui influence l'atténuation par réflexion et réflexions multiples. Outre l'efficacité de blindage, l'ordre de superposition influence également la structure du composite après recuit post colaminage. En effet, une analyse chimique à l'EDS a permis d'étudier les interdiffusions qui ont lieu par suite de recuits à différentes températures. Quel que soit le taux de réduction appliqué aux tôles initiales du trilame μM /Al/ μM , les couches du composite résultant du recuit se délaminent. Ce résultat s'explique par la différence des coefficients de diffusion de l'aluminium dans le fer nickel et du fer-nickel dans l'aluminium, qui entraîne des porosités. En effet, l'aluminium étant pris en sandwich entre deux couches de μM , il va se diffuser vers les deux couches de μM , laissant des lacunes au centre du composite laminé. Puisque la diffusivité

du Fe-Ni dans l'aluminium est faible pour combler ces lacunes, il en résulte des pores, c'est ce que l'on nomme « effet Kirkendall ». En revanche, dans le trilame Al/ μ M/Al, les deux couches externes diffusent vers la couche de FeNi. Il en résulte l'absence de porosités entre les couches. L'adhérence entre elles est donc conservée. Cependant, les nouvelles phases formées issues des inter diffusions et constituées principalement des aluminures de fer et de nickel sont dures (770 HV à 905 HV), fragiles et présentent des fissures. Néanmoins, les mesures d'efficacité de blindage et la détermination des propriétés des couches des composites formés, par l'approche numérique d'homogénéisation, ont permis de conclure que ces phases nouvellement formées sont ferromagnétiques et contribuent au blindage.

Le nombre de couches est également un paramètre influant sur l'efficacité de blindage d'un matériau bimétallique. Il a été démontré que pour une épaisseur fixée de l'écran de blindage bimétallique, il existe un nombre optimal de couches assurant la meilleure efficacité de blindage. Ce nombre de couches dépend du spectre de fréquences d'intérêt et de la perméabilité magnétique du matériau ferromagnétique, en l'occurrence celle du μ M dans notre cas d'étude. Une augmentation du nombre de couches au-delà de ce nombre optimal entraîne une réduction de l'efficacité de blindage de l'écran bimétallique (à même épaisseur totale). De plus, les recuits post colaminage qui sont indispensables pour accroître significativement la perméabilité magnétique du μ M limitent à 3 couches le nombre maximal de couches des écrans de blindage bimétalliques Al/ μ M. Le trilame μ M/Al/ μ M se délaminant après recuit, un sandwich de plus de 3 couches contiendra en effet ce trilame et donc se délaminera après recuit. Cette thèse s'est donc limitée aux bimétalliques Al/ μ M à 3 couches.

Afin de choisir l'épaisseur, le nombre optimal de couches et l'ordre de superposition des couches de l'écran bimétallique élaboré, un algorithme génétique associé à une descente en gradient et aux éléments finis a été utilisé. Cet algorithme se base sur les outils d'optimisation disponibles sous Matlab. Grâce à cet algorithme, il a été établi qu'à iso épaisseur, un écran bimétallique constitué d'un nombre impair de couches ($2k - 1$) est plus efficace que si ce dernier est constitué d'un nombre pair de couches ($2k$). Ce résultat a été discuté et il ressort qu'il s'explique principalement par les effets des réflexions multiples. À partir des résultats d'optimisation, il a été montré que sur la bande de fréquences du DC à 10 kHz, pour un nombre impair de couches, la structure optimale d'un écran de blindage bimétallique μ M/Al est celle ayant le matériau ferromagnétique en couches externes. Cette structure optimale reste inchangée quelle que soit la perméabilité magnétique du μ M. Pour $f > 10$ kHz, la configuration optimale dépendra de la perméabilité magnétique du matériau.

Les recuits à des températures supérieures à celle de la fusion de l'aluminium, indispensables pour augmenter la perméabilité du μ M, ont entraîné la formation de nouvelles phases à la suite des inter diffusions des éléments constituant chaque couche. La caractérisation de ces nouvelles phases a permis de révéler qu'elles ont une faible conductivité électrique (~ 5 MS/m). L'objectif de départ d'associer par colaminage des couches d'aluminium pour leur conductivité électrique élevée (~ 35 MS/m) aux couches de μ M pour leur perméabilité magnétique élevée ($\mu_{r_{max}} > 50\ 000$) ne peut ainsi pas être atteint. D'une part, le colaminage

réduit considérablement la perméabilité magnétique de ce métal, impliquant alors la nécessité des recuits thermiques post colaminage. D'autre part, ces recuits thermiques entraînent des interdiffusions qui réduisent la conductivité électrique de départ de l'aluminium. Deux configurations ont finalement permis de contourner cette limitation : une première configuration introduit des couches de cuivre Cu/Al/ μ M/Al/Cu de densité massique plus élevée mais permettant d'effectuer des recuits jusqu'à 900°C sans détériorer complètement la conductivité des couches de cuivre. Une seconde configuration Al/ μ M/Al plus légère a été élaborée mais en limitant la température de recuit à 450°C pour éviter toute interdiffusion. La première configuration s'est avérée plus efficace aux basses fréquences ($f < 3$ kHz) alors que la seconde configuration est plus efficace pour $f > 3$ kHz. En statique, la structure Cu/Al/ μ M/Al/Cu a une efficacité de blindage de 28 dB contre 22 dB pour le trilame Al/ μ M/Al alors qu'à $f = 7$ kHz, ce trilame atteint une efficacité de blindage de 57dB contre 45 dB pour la première configuration. Le premier trilame est moins efficace pour $f > 3$ kHz car les atomes d'aluminium ont diffusé dans toute la couche de cuivre, réduisant ainsi sa conductivité. Ces deux composites constituent d'excellents choix pour la fabrication des boîtiers de protection de systèmes électroniques sur la bande de fréquences du DC à quelques dizaines de kHz.

Perspectives

La méthode d'homogénéisation proposée au chapitre 2 a permis de déterminer les propriétés des composites obtenus après recuit. L'approche AMSL2P associée à cette méthode d'homogénéisation pourrait permettre d'évaluer numériquement et à bas coût de calcul l'efficacité de blindage de ce type de composite. Cependant, les conditions de validité de cette approche restreignent son application aux basses fréquences. Une extension de cette méthode d'homogénéisation avec notamment la prise en compte de l'effet de peau et des courants de Foucault pourrait faciliter la modélisation par la méthode des éléments finis de composites métalliques en électromagnétisme.

L'algorithme proposé pour l'optimisation de la structure du bimétallique ne considère qu'une perméabilité magnétique constante des couches de μ M. En réalité, le mumétal a une perméabilité magnétique non linéaire et dépendante de la fréquence. De plus, cette perméabilité est également reliée au taux de réduction et à la température de recuit post colaminage. En conséquence, un algorithme permettant de prendre en compte l'impact de la déformation des tôles de μ M sur leur caractéristique B(H) et la prise en compte de cette loi de comportement pour le calcul de l'efficacité de blindage grâce à un couplage multiphysique permettrait une meilleure optimisation de la structure d'un écran de blindage bimétallique pour le blindage magnétique.

Les limitations de l'efficacité du trilame Al/ μ M/Al après recuit pourraient être contournées en réalisant plutôt un trilame Cu/ μ M/Cu au prix d'une densité massique plus élevée du composite obtenu. Une étude préliminaire de ce trilame présentée dans l'annexe B montre qu'un

recuit à 900°C pendant 4h entraîne une inter diffusion limitée sur une épaisseur de 30 μm . La couche de cuivre est donc inaltérée et la réduction de l'épaisseur de la couche initiale de μM après colaminage n'est pas significativement réduite comme dans le cas du trilame Al/ μM /Al. En conséquence, la perméabilité magnétique de la couche de μM après colaminage peut être améliorée par recuit sans entraîner la réduction de la conductivité électrique du cuivre. L'étude de l'efficacité de blindage d'un tel trilame en fonction de la fréquence permettrait de conclure quant à son intérêt pour des applications de blindage magnétique basses fréquences.

Les travaux de cette thèse se sont essentiellement limités à l'efficacité de blindage de forme académique pour les différents composites. Les impacts de la forme et des ouvertures n'ont pas été étudiés. Une étude dans ce sens pourrait permettre de relever l'intérêt de ces composites pour des applications réelles. La tenue de ces bimétalliques pour la fabrication de boîtiers électroniques sans délaminage des tôles n'a été que partiellement considérée dans cette thèse. Cet aspect pourrait également être étudié pour une application bien définie.

Références

Références

- [1] A. Ahlbom, E. Cardis, A. Green, M. Linet, D. Savitz, and A. Swerdlow, “Review of the epidemiologic literature on EMF and health,” *Environ. Health Perspect.*, vol. 109, no. SUPPL. 6, pp. 911–933, 2001, doi: 10.1289/ehp.109-1240626.
- [2] I. Marcilio, M. Habermann, and N. Gouveia, “Campos magnéticos de frequência extremamente baixa e efeitos na saúde: revisão da literatura,” *Rev. Bras. Epidemiol.*, vol. 12, no. 2, pp. 105–123, 2009, doi: 10.1590/s1415-790x2009000200002.
- [3] P. Moureaux, “Exposition aux champs électromagnétiques. EVALUER LE RISQUE EN ENTREPRISE SANS MESURE,” *Inrs*, vol. 26, no. 6, 2006.
- [4] J. Vanderstraeten, “Magnetic fields and health: From epidemiology to cryptochrome chemistry,” *Rev. Med. Brux.*, vol. 38, no. 2, pp. 79–89, 2017.
- [5] E. Fu, “The effects of magnetic fields on plant growth and health,” *Young Sci. J.*, vol. 5, no. 11, p. 38, 2012, doi: 10.4103/0974-6102.97696.
- [6] IEC, “Information technology equipment - radio disturbance characteristics - limits and methods of measurements,” Sep. 2008.
- [7] A. Frikha, “Etude du blindage magnétique basse fréquence de boîtiers dédiés aux véhicules électriques et hybrides Amin Frikha To cite this version : HAL Id : tel-01127184 Contribution à l ’ Étude du Blindage Magnétique Basse Fréquence de Boîtiers D,” 2015.
- [8] A. C. Balanis, *Antenna theory, analysis and design*, Third edition. 2005.
- [9] C. R. Paul, *Introduction to Electromagnetic Compatibility*, Second Edition. New jersey: John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, 2006.
- [10] A. C. D. Whitehouse, “Screening: new wave impedance for the transmission-line analogy,” *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 116, no. 7, p. 1159, 1969, doi: 10.1049/piee.1969.0216.
- [11] C. Jiao *et al.*, “Low-frequency Magnetic Shielding of Planar Shields: A Unified Wave Impedance Formula for the Transmission Line Analogy,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 63, no. 4, pp. 1046–1057, 2021, doi: 10.1109/TEMC.2021.3052779.
- [12] K. Kobayashi, A. Kon, M. Yoshizawa, and Y. Uchikawa, “Active magnetic shielding using symmetric magnetic field sensor method,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 48, no. 11, pp. 4554–4557, 2012, doi: 10.1109/TMAG.2012.2197854.
- [13] M. Reta-Hernández and G. G. Karady, “Attenuation of low frequency magnetic fields using active shielding,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 45, no. 1, pp. 57–63, 1998, doi: 10.1016/s0378-7796(97)01232-7.
- [14] A. Canova, J. C. Del-Pino-López, L. Giaccone, and M. Manca, “Active shielding system for ELF magnetic fields,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 51, no. 3, pp. 3–6, 2015, doi: 10.1109/TMAG.2014.2354515.
- [15] R. M. Radwan, A. M. Mahdy, M. Abdel-Salam, and M. Samy, “Electric field mitigation under extra high voltage power lines,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 20, no. 1, pp. 54–62, 2013, doi: 10.1109/TDEI.2013.6451341.
- [16] H. W. Ott, *Noise Reduction Techniques in Electronic Systems*, 2nd ed. 1976.
- [17] P. L. Sergeant, L. R. Dupré, M. De Wulf, and J. A. A. Melkebeek, “Optimizing Active and Passive Magnetic Shields in Induction Heating by a Genetic Algorithm,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 39, no. 6, pp. 3486–3496, 2003, doi: 10.1109/TMAG.2003.819460.
- [18] Schelkunoff S. A., *Electromagnetic waves*. New York: D. Van Nostrand company, Inc, 1943.
- [19] R. B. Schulz, V. C. Plantz, and D. R. Brush, “Shielding Theory and Practice,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 30, no. 3, pp. 187–201, 1988, doi: 10.1109/15.3297.
- [20] W. H. Ott, *Electromagnetic Compatibility Engineering*. New jersey: John Wiley & Sons., Inc., Hoboken, 2009.

- [21] J. R. Moser, “Low-Frequency Low-Impedance Electromagnetic Shielding,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 30, no. 3, pp. 202–210, 1988, doi: 10.1109/15.3298.
- [22] A. J. Mager, “Magnetic Shields,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 5, no. 3, p. 391, 1969, doi: 10.1109/TMAG.1969.1066562.
- [23] S. Celozzi, R. Araneo, and G. Lovat, *Electromagnetic Shielding*. 2008. doi: 10.1002/9780470268483.
- [24] F. Schweizer, “Magnetic shielding factors of a system of concentric spherical shells,” *J. Appl. Phys.*, vol. 33, no. 3, 1962, doi: 10.1063/1.1777151.
- [25] D. D. L. Chung, “Electromagnetic interference shielding effectiveness of carbon materials,” vol. 39, pp. 279–285, 2001.
- [26] N. V. Mandich, “EMI shielding by electroless plating of ABS plastics,” *Plat. Surf. Finish.*, vol. 81, no. 10, 1994.
- [27] D. Gwinner, P. Scheyrer, and W. Fernandez, “Selective deposition of aluminum on plastic parts for EMI shielding,” 1996.
- [28] B. C. Jackson and G. Shawhan, “Current review of the performance characteristics of conductive coatings for EMI control,” in *IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility*, 1998, vol. 1. doi: 10.1109/isemc.1998.750157.
- [29] D. M. Mihut, K. Lozano, S. C. Tidrow, and H. Garcia, “Electromagnetic interference shielding effectiveness of nanoreinforced polymer composites deposited with conductive metallic thin films,” *Thin Solid Films*, vol. 520, no. 21, 2012, doi: 10.1016/j.tsf.2012.07.018.
- [30] V. V. Sadchikov and Z. G. Prudnikova, “Amorfoous materials in electromagnetic shields,” *Stal’*, no. 4, 1997.
- [31] C. A. Grimes, “EMI shielding characteristics of permalloy multilayer thin films,” 1994. doi: 10.1109/aero.1994.291194.
- [32] S. Geetha, K. K. S. Kumar, C. R. K. Rao, M. Vijayan, and D. C. Trivedi, “EMI shielding: Methods and materials - A review,” *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 112, no. 4, pp. 2073–2086, 2009, doi: 10.1002/app.29812.
- [33] C. Tong, “EMI Shielding Materials and Absorbers for 5G Communications,” in *Springer Series in Materials Science*, vol. 327, 2022. doi: 10.1007/978-3-031-17207-6_6.
- [34] E. T. Thostenson, C. Li, and T. W. Chou, “Nanocomposites in context,” *Composites Science and Technology*, vol. 65, no. 3–4. 2005. doi: 10.1016/j.compscitech.2004.11.003.
- [35] Y. K. Hong *et al.*, “Electromagnetic interference shielding characteristics of fabric complexes coated with conductive polypyrrole and thermally evaporated Ag,” *Curr. Appl. Phys.*, vol. 1, no. 6, pp. 439–442, 2001, doi: 10.1016/S1567-1739(01)00054-2.
- [36] J. Wu and D. D. L. Chung, “Combined use of magnetic and electrically conductive fillers in a polymer matrix for electromagnetic interference shielding,” *J. Electron. Mater.*, vol. 37, no. 8, pp. 1088–1094, 2008, doi: 10.1007/s11664-008-0486-4.
- [37] P. Clérico, “Elaboration d’un tissu composite bimétallique Al/Acier/Al pour le blindage électromagnétique,” Thèse de l’Université Paris Saclay, Orsay, 2019.
- [38] S. Celozzi, R. Araneo, and G. Lovat, *Electromagnetic Shielding*. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2008.
- [39] P. Arpaia, P. N. Burrows, M. Buzio, C. Gohil, M. Pentella, and D. Schulte, “Magnetic characterization of Mumetal® for passive shielding of stray fields down to the nano-Tesla level,” *Nucl. Instruments Methods Phys. Res. Sect. A Accel. Spectrometers, Detect. Assoc. Equip.*, vol. 988, no. December 2020, p. 164904, 2021, doi: 10.1016/j.nima.2020.164904.
- [40] O. Bottauscio, M. Chiampi, D. Chiarabaglio, F. Fiorillo, L. Rocchino, and M. Zucca, “Role of magnetic materials in power frequency shielding: Numerical analysis and experiments,” *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, vol. 148, no. 2, 2001, doi: 10.1049/ip-gtd:20010162.
- [41] S. Y. Lee, Y. S. Lim, I. H. Choi, D. Il Lee, and S. B. Kim, “Effective combination of soft magnetic materials for magnetic shielding,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 48, no. 11, pp. 4550–4553, 2012, doi: 10.1109/TMAG.2012.2196682.

- [42] D. E. Merewether, "Electromagnetic Pulse Transmission Through a Thin Sheet of Saturable Ferromagnetic Material of Infinite Surface Area," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. EMC-11, no. 4, 1969, doi: 10.1109/TEMC.1969.303026.
- [43] P. Vahdati Yekta, A. Ghasemi, and E. M. Sharifi, "Magnetic and mechanical properties of cold-rolled permalloy," *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 468, no. July, pp. 155–163, 2018, doi: 10.1016/j.jmmm.2018.07.088.
- [44] G. Béranger, *Les alliages de fer et de nickel: Cent ans après la découverte de l'Invar*. Paris: Lavoisier/Tec Doc, 1996.
- [45] F. J. G. Landgraf, F. B. Neto, D. Rodrigues, G. Concílio, and R. L. Plaut, "Effect of annealing on magnetic properties of Fe-47.5%Ni alloy," *J. Mater. Eng.*, vol. 11, no. 1, pp. 45–49, 1989, doi: 10.1007/BF02833753.
- [46] S. B. Kim, J. Y. Soh, K. Y. Shin, J. H. Jeong, and S. H. Myung, "Magnetic shielding performance of thin metal sheets near power cables," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 46, no. 2, 2010, doi: 10.1109/TMAG.2009.2032140.
- [47] S. Koroglu, N. Umurkan, and O. Kilic, "Experimental performance investigation of double-layer shields at power frequency magnetic shielding," *PQ 2008 6th Int. Conf. - 2008 Power Qual. Supply Reliab. Conf. Proc.*, no. 1, pp. 207–210, 2008, doi: 10.1109/PQ.2008.4653762.
- [48] X. Ma, Q. Zhang, X. Chen, and G. Wu, "Geomagnetic shielding property and mechanism of Fe-Ni laminated composite," *Acta Metall. Sin. (English Lett.)*, vol. 27, no. 5, pp. 918–923, 2014, doi: 10.1007/s40195-014-0145-0.
- [49] X. Fang *et al.*, "A High-Performance Magnetic Shield with MnZn Ferrite and Mu-Metal Film Combination for Atomic Sensors," *Materials (Basel)*, vol. 15, no. 19, pp. 1–11, 2022, doi: 10.3390/ma15196680.
- [50] J. Yoo and S. Lee, "Experimental Study on Electromagnetic Shielding Characteristics of a Fe-Based Amorphous Soft Magnetic Composite," *Appl. Sci.*, vol. 12, no. 12, 2022, doi: 10.3390/app12126158.
- [51] Z. Nedjem, T. Seghier, and A. Hadjadj, "New multilayer arrangement of dielectric layers for enhancement of the magnetic shielding absorption at low frequency in the near field," *J. Mater. Sci. Mater. Electron.*, vol. 27, no. 4, 2016, doi: 10.1007/s10854-015-4145-2.
- [52] T. Zubar *et al.*, "Efficiency of magnetostatic protection using nanostructured permalloy shielding coatings depending on their microstructure," *Nanomaterials*, vol. 11, no. 3, pp. 1–13, 2021, doi: 10.3390/nano11030634.
- [53] X. Ni, X. Bo, J. Wu, J. Guo, Z. Lu, and S. Zhou, "Microstructure and magnetic properties of plasma-sprayed Fe 73.5Cu1Nb3Si13.5B9 coatings," *Thin Solid Films*, vol. 519, no. 23, pp. 8287–8291, 2011, doi: 10.1016/j.tsf.2011.03.072.
- [54] Q. Yin *et al.*, "Microstructure evolution and magnetic shielding effect of permalloy deposition on molybdenum substrate by electron beam freeform fabrication," *Addit. Manuf.*, vol. 56, no. May, p. 102936, 2022, doi: 10.1016/j.addma.2022.102936.
- [55] J. He and H. Ye, "Measurement and Analysis of Low Frequency Magnetic Shielding Performance of Open-Cell Nickel Foam," *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 394, no. 3, 2018, doi: 10.1088/1757-899X/394/3/032122.
- [56] P. S. Liu, H. B. Qing, H. L. Hou, Y. Q. Wang, and Y. L. Zhang, "EMI shielding and thermal conductivity of a high porosity reticular titanium foam," *Mater. Des.*, vol. 92, 2016, doi: 10.1016/j.matdes.2015.12.105.
- [57] X. Huang, G. Wu, L. Jiang, and X. Chen, "Electromagnetic shielding properties of open-pore Fe-Ni foams," *Xiyou Jinshu Cailiao Yu Gongcheng/Rare Met. Mater. Eng.*, vol. 39, no. 4, 2010.
- [58] H. Wang, S. Li, M. Liu, J. Li, and X. Zhou, "Review on Shielding Mechanism and Structural Design of Electromagnetic Interference Shielding Composites," *Macromol. Mater. Eng.*, vol. 306, no. 6, pp. 1–13, 2021, doi: 10.1002/mame.202100032.
- [59] X. Xu, W. Liu, Y. Huang, W. Li, and S. Che, "Magnetic shielding mechanism and structure design of composites at low frequency: A review," *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 570, no. December 2022, p. 170509, 2023, doi: 10.1016/j.jmmm.2023.170509.
- [60] H. Maletta *et al.*, "Diamagnetic shielding and Meissner effect in the high T_c superconductor

- Sr_{0.2}La_{1.8}CuO₄,” *Solid State Commun.*, vol. 88, no. 11–12, 1993, doi: 10.1016/0038-1098(93)90252-I.
- [61] J. J. Rabbers, M. P. Oomen, E. Bassani, G. Ripamonti, and G. Giunchi, “Magnetic shielding capability of MgB₂ cylinders,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 23, no. 12, 2010, doi: 10.1088/0953-2048/23/12/125003.
- [62] J. Kvitkovic, S. Patel, and S. Pamidi, “Magnetic Shielding Characteristics of Hybrid High-Temperature Superconductor/Ferromagnetic Material Multilayer Shields,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, pp. 7–11, 2017, doi: 10.1109/TASC.2016.2645561.
- [63] M. Fracasso *et al.*, “Modelling and Performance Analysis of MgB₂ and Hybrid Magnetic Shields,” *Materials (Basel)*, vol. 15, no. 2, 2022, doi: 10.3390/ma15020667.
- [64] L. Gozzelino, R. Gerbaldo, G. Ghigo, F. Laviano, and M. Truccato, “Comparison of the Shielding Properties of Superconducting and Superconducting/Ferromagnetic Bi- and Multi-layer Systems,” *J. Supercond. Nov. Magn.*, vol. 30, no. 3, 2017, doi: 10.1007/s10948-016-3659-z.
- [65] B. D. Josephson, “Possible new effects in superconductive tunnelling,” *Phys. Lett.*, vol. 1, no. 7, pp. 251–253, 1962, doi: 10.1016/0031-9163(62)91369-0.
- [66] J. R. Claycomb and J. H. Miller, “Superconducting magnetic shields for SQUID applications,” *Rev. Sci. Instrum.*, vol. 70, no. 12, 1999, doi: 10.1063/1.1150113.
- [67] M. Hollister, H. McGregor, A. Woodcraft, D. Bintley, M. MacIntosh, and W. Holland, “Cryogenic magnetic shielding for SCUBA-2,” *Millim. Submillim. Detect. Instrum. Astron. IV*, vol. 7020, no. August 2008, p. 702023, 2008, doi: 10.1117/12.787795.
- [68] H. Ohta *et al.*, “Neuromagnetic Squid Measurements in A Helmet-Type Superconducting Magnetic Shield of Bsc₂,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 3, no. 1, pp. 1953–1956, 1993, doi: 10.1109/77.233577.
- [69] T. Cavallin, R. Quarantiello, A. Matrone, and G. Giunchi, “Magnetic shielding of MgB₂ tubes in applied DC and AC field,” *J. Phys. Conf. Ser.*, vol. 43, no. 1, pp. 1015–1018, 2006, doi: 10.1088/1742-6596/43/1/248.
- [70] L. Wera, J. F. Fagnard, D. K. Namburi, Y. Shi, B. Vanderheyden, and P. Vanderbemden, “Magnetic Shielding above 1 T at 20 K with Bulk, Large Grain YBCO Tubes Made by Buffer-Aided Top Seeded Melt Growth,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 27, no. 4, pp. 1–9, 2017, doi: 10.1109/TASC.2016.2633301.
- [71] K. Yasui, Y. Tarui, and M. Itoh, “Improvement of the magnetic shielding effects by the superposition of a multi-layered ferromagnetic cylinder over an HTS cylinder: Relationship between the shielding effects and the layer number of the ferromagnetic cylinder,” *J. Phys. Conf. Ser.*, vol. 43, no. 1, pp. 1393–1396, 2006, doi: 10.1088/1742-6596/43/1/341.
- [72] L. Gozzelino, A. Agostino, R. Gerbaldo, G. Ghigo, and F. Laviano, “Magnetic shielding efficiency of superconducting/ferromagnetic systems,” *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 25, no. 11, 2012, doi: 10.1088/0953-2048/25/11/115013.
- [73] T. Rikitake, *Magnetic and electromagnetic shielding*. Tokyo, Japan: Terra, 1987.
- [74] J. F. Hoburg, “A computational methodology and results for quasistatic multilayered magnetic shielding,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 38, no. 1, pp. 92–103, 1996, doi: 10.1109/15.485702.
- [75] D. Cohen, “Large-volume conventional magnetic shields,” *Rev. Phys. Appliquée*, vol. 5, no. 1, 1970, doi: 10.1051/rphysap:019700050105300.
- [76] G. Trenkler, G. R. Delagi, A. F. Padovani, and D. L. Winslow, “Shielding material and shielded room,” Tex. 4890083, 1989.
- [77] K. Yamazaki, K. Muramatsu, M. Hirayama, A. Haga, and F. Torita, “Optimal Structure of Magnetic and Conductive Layers of a Magnetically Shielded Room,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 42, no. 10, pp. 3524–3526, 2006, doi: 10.1109/TMAG.2006.879156.
- [78] K. Yamazaki, K. Kato, and K. Fujiwara, “Effective combination of magnetic and conductive layers of magnetically shielded room An effective combination of magnetic and conductive layers of a magnetically shielded room,” no. May 2015, pp. 1–5, 2000, doi: 10.1109/20.908929.
- [79] X. Ma, Q. Zhang, Z. Luo, X. Lin, and G. Wu, “A novel structure of Ferro-Aluminum based sandwich composite for magnetic and electromagnetic interference shielding,” *Mater. Des.*, vol. 89, pp. 71–77, 2016,

doi: 10.1016/j.matdes.2015.09.137.

- [80] Z. Luo, Q. Zhang, X. Ma, and G. Wu, "Microstructure evolution process of Ferro-Aluminum based sandwich composite for electromagnetic shielding," *Micron*, vol. 64, pp. 34–38, 2014, doi: 10.1016/j.micron.2014.04.003.
- [81] K. Verstraete, L. Prévond, A. L. Helbert, and T. Baudin, "Magnetic Shielding at Low Frequencies: Application for an Aluminum/Steel Composite Elaborated by Accumulative Roll Bonding," *Adv. Eng. Mater.*, vol. 21, no. 4, pp. 1–8, 2019, doi: 10.1002/adem.201800967.
- [82] K. Verstraete, "Etude du multi-colaminage de matériaux différents," Université Paris Saclay, Paris, 2017.
- [83] P. Clérico, X. Mininger, L. Prévond, T. Baudin, and A. L. Helbert, "Compromise between magnetic shielding and mechanical strength of thin Al/Steel/Al sandwiches produced by cold roll bonding: Experimental and numerical approaches," *J. Alloys Compd.*, vol. 798, pp. 67–81, 2019, doi: 10.1016/j.jallcom.2019.05.243.
- [84] P. Clérico *et al.*, "Magnetic shielding of a thin Al / steel / Al composite To cite this version : HAL Id : hal-03010527 Magnetic shielding of a thin Al / steel / Al composite To cite this version : HAL Id : hal-03010527," 2020.
- [85] V. B. Ginzburg and R. Ballas, "Cold rolling of steel," *CRC Press*, 2004.
- [86] P. MONTMITONNET, "Laminage à chaud - Théorie du laminage," *Élaboration Recycl. des métaux*, 1991, doi: 10.51257/a-v1-m7840.
- [87] R. Jamaati and M. R. Toroghinejad, "Cold roll bonding bond strengths: Review," *Mater. Sci. Technol.*, vol. 27, no. 7, pp. 1101–1108, 2011, doi: 10.1179/026708310X12815992418256.
- [88] L. Li, K. Nagai, and F. Yin, "Progress in cold roll bonding of metals," *Sci. Technol. Adv. Mater.*, vol. 9, no. 2, 2008, doi: 10.1088/1468-6996/9/2/023001.
- [89] Y. M. Hwang, H. H. Hsu, and H. J. Lee, "Analysis of plastic instability during sandwich sheet rolling," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 36, no. 1, pp. 47–62, 1996, doi: 10.1016/0890-6955(95)92628-C.
- [90] N. Bay, "Mechanisms Producing Metallic Bonds in Cold Welding.," *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 62, no. 5, pp. 137–142, 1983.
- [91] J. Liu *et al.*, "Analysis of Cold Composite Sheet Rolling Considering Anisotropic Effect and Position-Dependent Friction Model," *Metals (Basel)*, vol. 13, no. 2, 2023, doi: 10.3390/met13020259.
- [92] J. R. Noonan and H. L. Davis, "Atomic Arrangements at Metal Surfaces," vol. 234, no. 100, 1972.
- [93] Y. Mitani, R. Vargas, and M. Zavala, "Deformation and diffusion bonding of aluminidecoated steels," *Thin Solid Films*, vol. 111, no. 1, 1984, doi: 10.1016/0040-6090(84)90346-8.
- [94] L. R. Vaidyanath and D. R. Milner, "Significance of surface preparation in cold pressure welding," *Br. Weld. J.*, vol. 7, pp. 1–6, 1960.
- [95] H. A. Mohamed and J. Washburn, "Mechanism of solid state pressure welding.," *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 54, no. 9, 1975.
- [96] A. P. Semenov, "The phenomenon of seizure and its investigation," *Wear*, vol. 4, no. 1, pp. 1–9, 1961, doi: 10.1016/0043-1648(61)90236-8.
- [97] J. M. Parks, "Recrystallization in welding," *Weld. J. Suppl.*, 1953.
- [98] R. F. Tylecote, "The solide phase Welding of Metals," *St Martin's Press*, 1966.
- [99] M. S. Burton, "Metallurgical principles of metal bonding," *Weld. J.*, vol. 11, 1954.
- [100] J. A. Cave and J. D. Williams, "MECHANISM OF COLD PRESSURE WELDING BY ROLLING.," *J Inst Met*, vol. 101, 1973.
- [101] K. P. Wright, A. D. Snow, and K. C. Tay, "Interfacial conditions and bond strength in cold pressure welding by rolling," *Met. Technol.*, vol. 5, no. 1, pp. 24–31, 1978, doi: 10.1179/mt.1978.5.1.24.
- [102] L. R. Vaidyanath, M. G. Nicholas, and D. R. Milner, "Pressure Welding by rolling," *Br. Weld. J.*, vol. 6, pp. 13–28, 1959.
- [103] M. Reihanian and M. Naseri, "An analytical approach for necking and fracture of hard layer during

- accumulative roll bonding (ARB) of metallic multilayer,” *Mater. Des.*, vol. 89, pp. 1213–1222, 2016, doi: 10.1016/j.matdes.2015.10.088.
- [104] J. H. Hollomon, “The effect of heat treatment and carbon content on the work hardening characteristics of several steels,” *Trans. Am. Soc. Met.*, vol. 32, p. p123, 1944.
- [105] F. Nowicke, A. Zavaliangos, and H. C. Rogers, “The effect of roll and clad sheet geometry on the necking instability during rolling of clad sheet metals,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 48, no. 8, pp. 868–877, 2006, doi: 10.1016/j.ijmecsci.2006.01.021.
- [106] H. D. Manesh, “Assessment of surface bonding strength in Al clad steel strip using electrical resistivity and peeling tests,” *Mater. Sci. Technol.*, vol. 22, no. 6, pp. 634–640, 2006, doi: 10.1179/174328406X83914.
- [107] H. D. Manesh and A. K. Taheri, “Study of mechanisms of cold roll welding of aluminium alloy to steel strip,” *Mater. Sci. Technol.*, vol. 20, no. 8, 2004, doi: 10.1179/174328413x13789824293461.
- [108] M. Abbasi, A. Karimi Taheri, and M. T. Salehi, “Growth rate of intermetallic compounds in Al/Cu bimetal produced by cold roll welding process,” *J. Alloys Compd.*, vol. 319, no. 1–2, pp. 233–241, 2001, doi: 10.1016/S0925-8388(01)00872-6.
- [109] W. Zhang and N. Bay, “Cold welding - Experimental investigation of the surface preparation methods,” *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 76, no. 12, 1997.
- [110] R. Jamaati and M. R. Toroghinejad, “The role of surface preparation parameters on cold roll bonding of aluminum strips,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 20, no. 2, pp. 191–197, 2011, doi: 10.1007/s11665-010-9664-7.
- [111] D. Labus Zlatanovic *et al.*, “In-depth microscopic characterisation of the weld faying interface revealing stress-induced metallurgical transformations during friction stir spot welding,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 164, 2021, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2021.103716.
- [112] K. Barianti, S. Werwein, S. Herbst, H. J. Maier, and F. Nürnberger, “A novel way to reduce the critical deformation for cold roll bonding,” *Manuf. Lett.*, vol. 36, pp. 9–12, 2023, doi: 10.1016/j.mfglet.2022.12.006.
- [113] H. Conrad and L. Rice, “The cohesion of previously fractured Fcc metals in ultrahigh vacuum,” *Metall. Trans.*, vol. 1, no. 11, pp. 3019–3029, 1970, doi: 10.1007/BF03038415.
- [114] H. Conrad and L. Rice, “A basic study of cold welding in ultrahigh vacuum,” 1969.
- [115] U. Holländer, D. Wulff, A. Langohr, K. Möhwald, and H. J. Maier, “Brazing in SiH₄-Doped Inert Gases: A New Approach to an Environment Friendly Production Process,” *Int. J. Precis. Eng. Manuf. - Green Technol.*, vol. 7, no. 6, 2020, doi: 10.1007/s40684-019-00109-1.
- [116] R. Jamaati and M. R. Toroghinejad, “Effect of Al₂O₃ nano-particles on the bond strength in CRB process,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 527, no. 18–19, pp. 4858–4863, 2010, doi: 10.1016/j.msea.2010.04.020.
- [117] J. Poncelet *et al.*, “Recrystallization and grain growth at the interface of a bimetallic colaminated strip composed of two different Fe-Ni alloys,” *J. Phys. Conf. Ser.*, vol. 1270, no. 1, 2019, doi: 10.1088/1742-6596/1270/1/012024.
- [118] S. Kundu, M. Ghosh, and S. Chatterjee, “Reactive diffusion bonding between commercially pure titanium and 304 stainless steel using nickel interlayer,” *ISIJ Int.*, vol. 44, no. 11, 2004, doi: 10.2355/isijinternational.44.1882.
- [119] R. G. Olsen, M. Istenič, and P. Žunko, “On simple methods for calculating ELF shielding of infinite planar shields,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 45, no. 3, pp. 538–547, 2003, doi: 10.1109/TEM.2003.815564.
- [120] J. . G. M. Javanmardi, “Developing the Cu/Sn Multilayer Composite through Accumulative Roll Bonding (ARB): Investigating the Microstructural and Mechanical Features,” *Iran. J. Mater. Form.*, vol. 8, no. 1, 2021.
- [121] T. H. Hubing, “Decomposition of Shielding Effectiveness into Absorption and Reflection Components TECHNICAL REPORT : CVEL-14-058 . 1 Decomposition of Shielding Effectiveness into Absorption and Reflection Components Andrew J . McDowell and Dr . Todd Hubing Clemson Unive,” no. October, 2016.

- [122] W. B. J. Zimmerman, "Introduction To Comsol Multiphysics," *Multiphysics Model. with Finite Elem. Methods*, pp. 1–26, 2006, doi: 10.1142/9789812773302_0001.
- [123] COMSOL, "Introduction to COMSOL Multiphysics 5.3," *Manual*, 2014.
- [124] M. Li, B. Zhang, and R. R. Martin, "Second-order defeaturing error estimation for multiple boundary features," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 100, no. 5, 2014, doi: 10.1002/nme.4725.
- [125] M. Feliziani and F. Maradei, "Fast computation of quasi-static magnetic fields around nonperfectly conductive shields," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 34, no. 5 PART 1, 1998, doi: 10.1109/20.717650.
- [126] M. Feliziani, S. Cruciani, T. Campi, and F. Maradei, "Artificial Material Single Layer to Model the Field Penetration Through Thin Shields in Finite-Elements Analysis," *IEEE Trans. Microw. Theory Tech.*, vol. 66, no. 1, 2018, doi: 10.1109/TMTT.2017.2737994.
- [127] S. Cruciani, T. Campi, F. Maradei, and M. Feliziani, "Artificial material single-layer method applied to model the electromagnetic field propagation through anisotropic shields," *IEEE Trans. Microw. Theory Tech.*, vol. 66, no. 8, pp. 3756–3763, 2018, doi: 10.1109/TMTT.2018.2840975.
- [128] S. Cruciani, T. Campi, F. Maradei, and M. Feliziani, "Conductive layer modeling by improved second-order artificial material single-layer method," *IEEE Trans. Antennas Propag.*, vol. 66, no. 10, pp. 5646–5650, 2018, doi: 10.1109/TAP.2018.2854413.
- [129] S. Cruciani, T. Campi, F. Maradei, and M. Feliziani, "Finite-element modeling of conductive multilayer shields by artificial material single-layer method," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 56, no. 1, pp. 1–4, 2020, doi: 10.1109/TMAG.2019.2949737.
- [130] G. Al Achkar, L. Pichon, L. Daniel, and N. Benjelloun, "Effective Electromagnetic Properties of Woven Fiber Composites for Shielding Applications," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 62, no. 4, pp. 1082–1089, 2020, doi: 10.1109/TEMC.2019.2931764.
- [131] V. Préault, R. Corcolle, L. Daniel, and L. Pichon, "Influence of skin effect on the effective shielding effectiveness of composite materials," *J. Appl. Phys.*, vol. 115, no. 15, 2014, doi: 10.1063/1.4871197.
- [132] V. Préault, R. Corcolle, L. Daniel, and L. Pichon, "Effective permittivity of shielding composite materials for microwave frequencies," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 55, no. 6, pp. 1178–1186, 2013, doi: 10.1109/TEMC.2013.2265173.
- [133] G. Andrieu *et al.*, "Homogenization of composite panels from a near-field magnetic shielding effectiveness measurement," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 54, no. 3, pp. 700–703, 2012, doi: 10.1109/TEMC.2012.2186455.
- [134] G. Al Achkar, L. Pichon, M. Bensetti, and L. Daniel, "Homogenization of metal grid reinforced composites for near-field low frequency magnetic shielding," *Prog. Electromagn. Res. M*, vol. 99, pp. 153–163, 2021, doi: 10.2528/PIERM20052402.
- [135] Z. Hashin and S. Shtrikman, "A Variational approach to the theory of the effective magnetic permeability of multiphase materials," *J. Appl. Phys.*, vol. 33, no. 10, 1962, doi: 10.1063/1.1728579.
- [136] V. Préault, "Méthodes d'homogénéisation pour la modélisation électromagnétique de matériaux composites. Application au blindage de boîtiers d'équipement électronique To cite this version : HAL Id : tel-00924648 par Méthodes d'homogénéisation pour la modélisation," 2014.
- [137] J.-M. Jin, "The Finite Element Method in Electromagnetics, 3rd edition," *J. Chem. Inf. Model.*, 2014.
- [138] Y. Rahmat-Samii, "Genetic algorithm (GA) and particle swarm optimization (PSO) in engineering electromagnetics," *Conf. Proc. - ICECom 2003 17th Int. Conf. Appl. Electromagn. Commun.*, no. October, pp. 1–5, 2003, doi: 10.1109/ICECOM.2003.1290941.
- [139] MathWorks, "Effects of Genetic Algorithm Options," www.mathworks.com, 2023.
- [140] M. H. M. M. F. L. P. G. Ashby, "CES EduPack Materials science and engineering." 2018.
- [141] P. J. Hobson *et al.*, "Benchmark magnetic shielding for benchmarking atomic magnetometers," pp. 3–6, 2022, doi: 10.1109/TIM.2023.3293540.
- [142] S. Celozzi, "Magnetic Field Attenuation of Nonlinear," vol. 38, no. 3, pp. 318–326, 1996.
- [143] F. M. Smits, "Measurement of Sheet Resistivities with the Four-Point Probe," *Bell Syst. Tech. J.*, vol. 37,

no. 3, 1958, doi: 10.1002/j.1538-7305.1958.tb03883.x.

- [144] J. F. Tiers and G. Couderchon, "Importance of the crystalline anisotropy in commercial ni Fe alloys," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 20, no. 5, 1984, doi: 10.1109/TMAG.1984.1063476.
- [145] F. Mazaleyrat, "Introduction à la physique des matériaux électromagnétiques," *Inst. Univ. Form. des Maîtres Créteil*, 2006.
- [146] J. D. Jackson, "Classical Electrodynamics." p. 625, 1962.
- [147] MAGNETIC SHIELD CORP., "MuMetal Relative Permeability."
- [148] IMPHY ALLOYS, "MUMETAL – PERMIMPHY SUPERMIMPHY ALLIAGES MAGNETIQUES DOUX FeNi I."
- [149] E. Perez-Badillo, H. J. Dorantes-Rosales, M. L. Saucedo-Muñoz, and V. M. Lopez-Hirata, "Analysis of Phase Transformations in Fe-Ni-Al Alloys Using Diffusion Couples of Fe/Fe-33at.%Ni-33at.%Al Alloy/Ni," *Metals (Basel)*, vol. 13, no. 7, p. 1221, 2023, doi: 10.3390/met13071221.
- [150] V. Raghavan, "Al-Fe-Ni (Aluminum-Iron-Nickel)," *J. Phase Equilibria Diffus.*, vol. 31, no. 5, pp. 455–458, 2010, doi: 10.1007/s11669-010-9745-1.
- [151] L. Zhang and Y. Du, "Thermodynamic description of the Al-Fe-Ni system over the whole composition and temperature ranges: Modeling coupled with key experiment," *Calphad Comput. Coupling Phase Diagrams Thermochem.*, vol. 31, no. 4, pp. 529–540, 2007, doi: 10.1016/j.calphad.2007.03.003.
- [152] C. A. C. Sequeira and L. Amaral, "Role of Kirkendall effect in diffusion processes in solids," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.)*, vol. 24, no. 1, pp. 1–11, 2014, doi: 10.1016/S1003-6326(14)63021-1.
- [153] G. Strnad and L. Jakab-Farkas, "Improving the Accuracy of Low-load Vickers Microhardness Testing of Hard Thin Films," *Procedia Technol.*, vol. 12, pp. 289–294, 2014, doi: 10.1016/j.protcy.2013.12.488.

Annexes

Annexe A

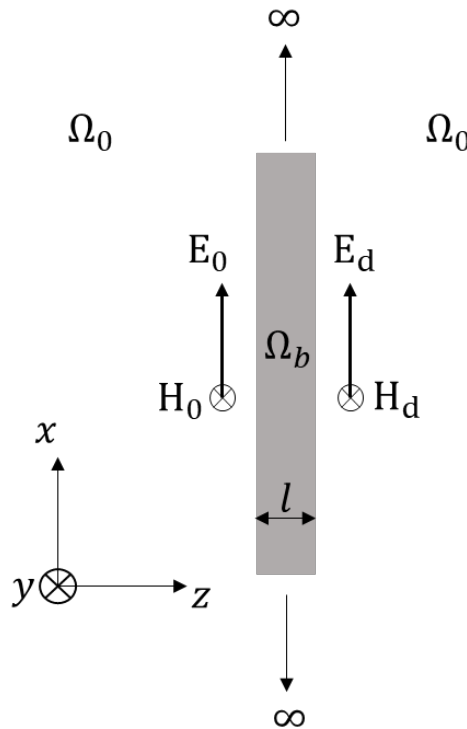
Cette annexe a pour but de résumer la théorie des lignes de transmission appliquée au blindage et de comparer la méthode AMSL du premier ordre à l'AMSL du second ordre afin de choisir la plus appropriée pour l'application à la couche homogénéisée.

1. Théorie des lignes de transmission avec pertes appliquée à un blindage électromagnétique

Considérons un écran de blindage plan infini d'épaisseur l constitué d'un matériau conducteur électrique de conductivité électrique σ , de perméabilité magnétique μ et de permittivité électrique ϵ tel que $\sigma \gg \omega\epsilon$. Supposons que l'écran de blindage est situé dans un domaine Ω_0 de conductivité $\sigma_0 \ll \sigma$. A l'intérieur du blindage, les composantes tangentielles de l'onde plane se propagent dans la direction perpendiculaire à la surface du blindage. Cette condition reste vérifiée pour un blindage bon conducteur électrique de faible épaisseur [19]. En considérant la configuration de la figure A.1, les composantes tangentielles du champ électromagnétique se propagent suivant la direction z à l'intérieur du blindage.

Les équations des télégraphistes décrivant la propagation des composantes tangentielles de l'onde plane à l'intérieur du blindage est donnée par les relations (A.1).

$$\begin{cases} -\frac{dE}{dz} = j\omega\mu H \\ -\frac{dH}{dz} = (\sigma + j\omega\epsilon)E \end{cases} \quad (A.1)$$



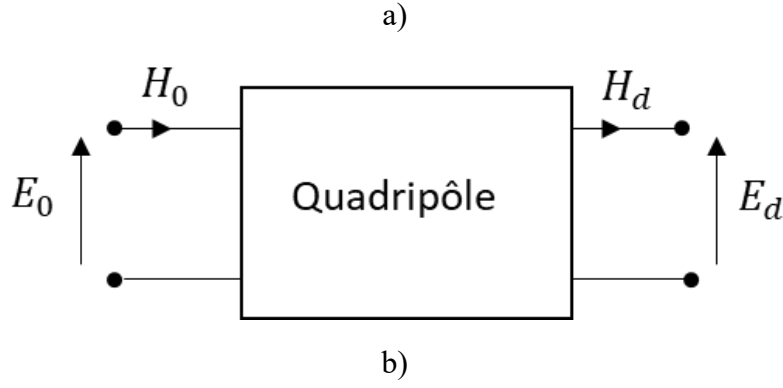


Fig. A.1 : a) Blindage de faible épaisseur situé dans un domaine Ω_0 et b) quadripôle équivalent au blindage

La résolution du système d'équations (A.1) aux interfaces du blindage conduit aux relations A2 [19]. .

$$\begin{cases} E_0 = \cosh(\gamma l) E_d + \eta \sinh(\gamma l) H_d \\ H_0 = \frac{\sinh(\gamma l)}{\eta} E_d + \cosh(\gamma l) H_d \end{cases} \quad (\text{A.2})$$

Les quantités E_0, H_0, E_d et H_d sont les composantes tangentielles du champ électromagnétique aux deux faces du blindage monocouche. Le système d'équations (A.2) peut être réécrit sous forme matricielle selon l'équation (A.3).

$$\begin{bmatrix} H_0 \\ -H_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_0 & -Y_m \\ -Y_m & Y_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_0 \\ E_d \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

où

$$\begin{cases} Y_0 = \frac{\cosh(\gamma l)}{\eta \sinh(\gamma l)} \\ Y_m = \frac{1}{\eta \sinh(\gamma l)} \\ \eta = \sqrt{\frac{j\omega\mu}{\sigma + j\omega\epsilon}} \\ \gamma = \sqrt{j\omega\mu(\sigma + j\omega\epsilon)} \end{cases} \quad (\text{A.4})$$

Y_0 et Y_m représentent respectivement l'admittance propre et l'admittance mutuelle du quadripôle équivalent au blindage de la figure A1b). η est l'impédance intrinsèque du blindage et γ la constante de propagation de l'onde dans l'écran de blindage.

Il est montré dans [126] que l'équation (A.3) est valable en champ proche tant que la conductivité de l'écran du blindage est très grande par rapport à la conductivité du domaine qui l'entoure.

Le blindage plan est ainsi modélisé suivant l'équation (A.3) comme une ligne de transmission avec pertes.

2. Méthode AMSL appliquée au blindage

L'objectif de la méthode AMSL est de discrétiser le domaine du blindage par une seule couche d'éléments finis. Cette discrétisation est possible en remplaçant les propriétés physiques du matériau par des propriétés artificielles. Ces propriétés sont déduites en faisant correspondre la matrice admittance de la ligne de transmission équivalente au blindage (équation (A.3)) à celle du modèle numérique donnée par l'équation (A.5) [137].

$$Y_{FEm} = \frac{S}{j\omega\mu} + (\sigma + j\omega\epsilon)T \quad (A.5)$$

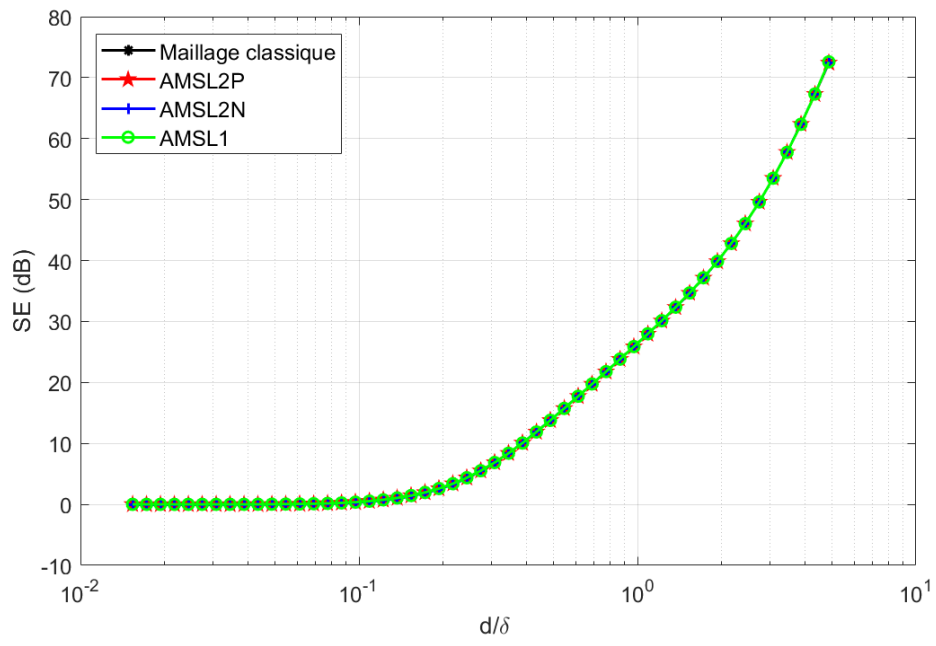
avec S la matrice de rigidité et T la matrice de masse du modèle.

Ces matrices dépendent de la fonction d'interpolation des éléments finis. Lorsque ces éléments finis sont du premier ordre (linéaire), on considère les propriétés artificielles du matériau déduites dans [126] correspondant à l'AMSL du premier ordre et lorsque ces éléments sont du second ordre (quadratique), on considère les propriétés artificielles déduites dans [128].

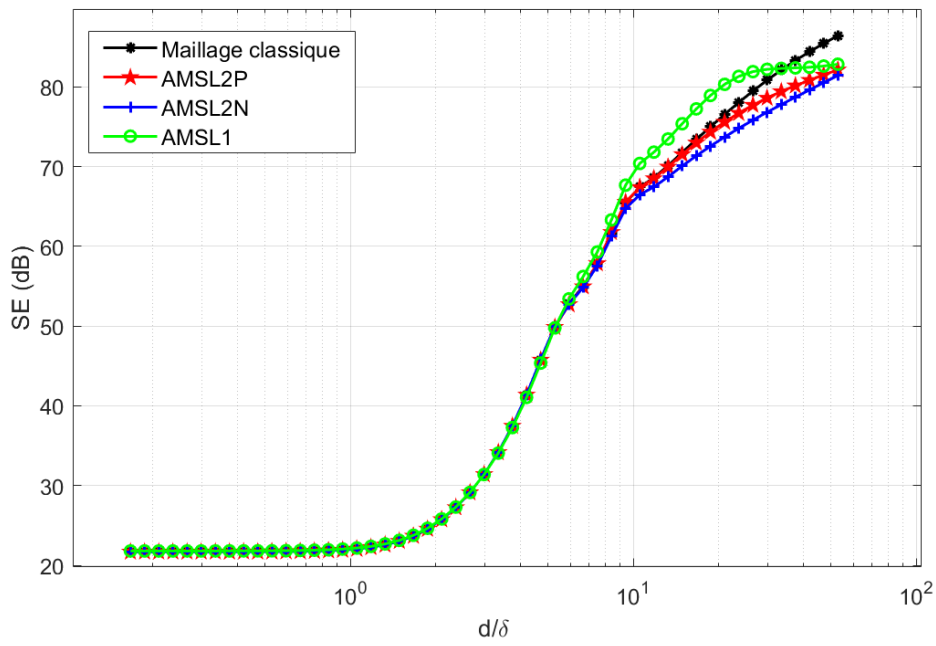
Le processus de détermination des propriétés artificielles du matériau pour l'application de l'AMSL du second ordre conduit à la résolution d'une équation du second degré. Les deux solutions de cette équation du second degré conduisent à des propriétés artificielles différentes. Les propriétés artificielles déterminées en considérant la solution avec la plus grande partie réelle sont nommées ici AMSL2P. Celles déterminées avec l'autre solution seront notées AMSL2N.

Les figures A.2a, A.2b et A.2c montrent respectivement l'évolution de l'efficacité de blindage magnétique du cuivre ($\sigma = 59,98 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 1$, $\epsilon_r = 1$), du nickel ($\sigma = 11,8 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 600$, $\epsilon_r = 1$) et de l'acier (SAE 1045, $\sigma = 5,9 \text{ MS/m}$, $\mu_r = 1000$, $\epsilon_r = 1$) en fonction du rapport l/δ où l est l'épaisseur du blindage et δ l'épaisseur de peau. Les propriétés initiales de ces matériaux sont tirées du tableau présenté dans [9, p. 734]. Un modèle 2D axisymétrique avec un blindage en forme de disque de rayon 20 cm a été utilisé pour les simulations numériques. Le maillage classique à l'aide des quadrangles structurés est considéré comme référence. Les différentes figures permettent d'évaluer la précision des différentes méthodes AMSL appliquées à un blindage monocouche.

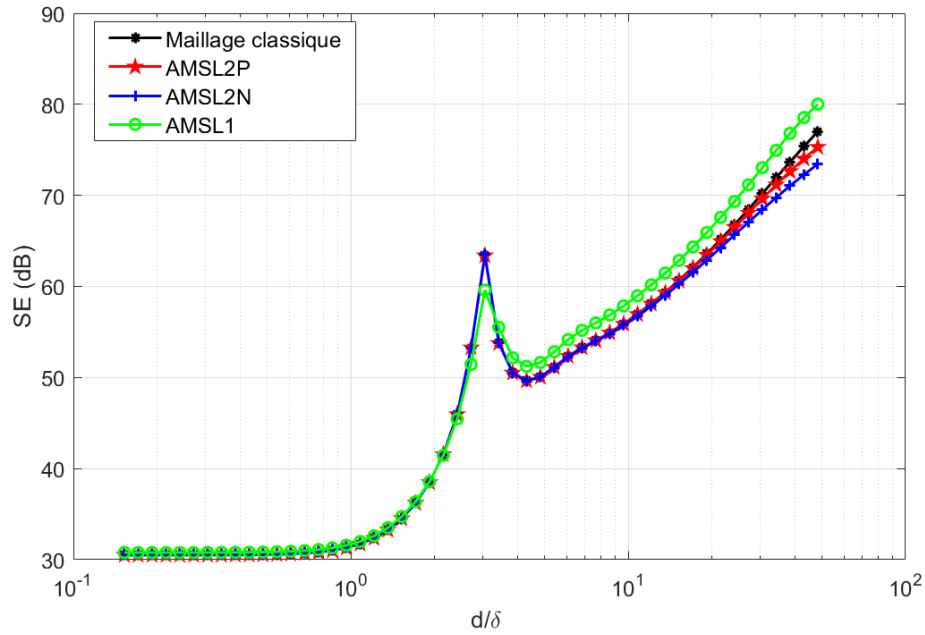
Lorsque $\gamma l \gg 1$, les fonctions hyperboliques présentes dans l'expression de la matrice admittance tendent vers l'infini rendant les propriétés artificielles obtenues incorrectes [126]. En conséquence, la méthode AMSL du premier ordre n'est valable que pour $\delta > \frac{l}{10}$. C'est pourquoi sur la figure A.2a, toutes les approches AMSL conduisent à des résultats satisfaisants. Les figures A2b et A2c montrent que pour $\delta < \frac{l}{10}$, l'AMSL du premier ordre et l'AMSL2N sont plus éloignés et seul l'AMSL2P conserve une bonne précision jusqu'à $\frac{l}{\delta} = 20$.



a)



b)



c)

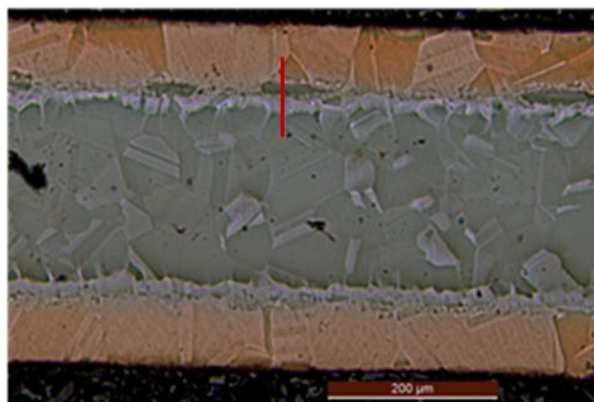
Figure A2 : Efficacité de blindage en fonction du rapport $\frac{l}{\delta}$, a) Écran en cuivre ; b) Écran en nickel ; c) Écran en acier

Outre les résultats de simulation présentés dans cette annexe, les résultats de plusieurs autres simulations ont permis de conclure que l'AMSL2P est la méthode plus appropriée pour la modélisation éléments finis d'un blindage magnétique. C'est donc cette approche qui sera appliquée à la couche homogénéisée dans le cadre de cette thèse.

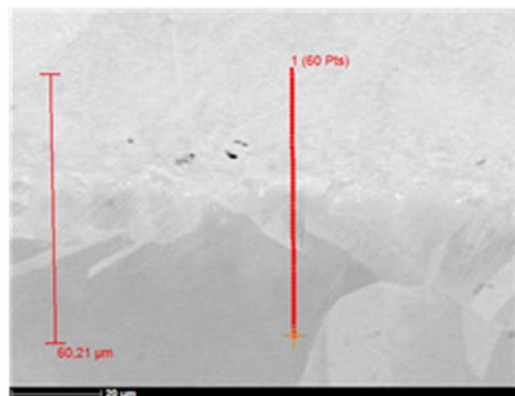
Annexe B

Ce travail de thèse a eu principalement pour objectif l'élaboration de structures multicouches constituées de couches d'aluminium et de μM . Le choix de l'aluminium comme matériau conducteur a été motivé par la faible densité massique de ce matériau permettant d'obtenir des multicouches in fine plus légers que ceux constitués uniquement de matériaux magnétiques. Le cuivre étant onéreux et ayant une densité massique plus importante ($\sim 8,9\text{g/cm}^3$), l'intérêt de l'associer au μM n'a été étudié que dans la dernière partie de la thèse. Toutefois, une étude préliminaire a été effectuée sur la structure $\text{Cu}/\mu\text{M}/\text{Cu}$. Ce trilame est obtenu en appliquant un taux de réduction de $\sim 78\%$ aux couches initiales de cuivre et de μM superposées.

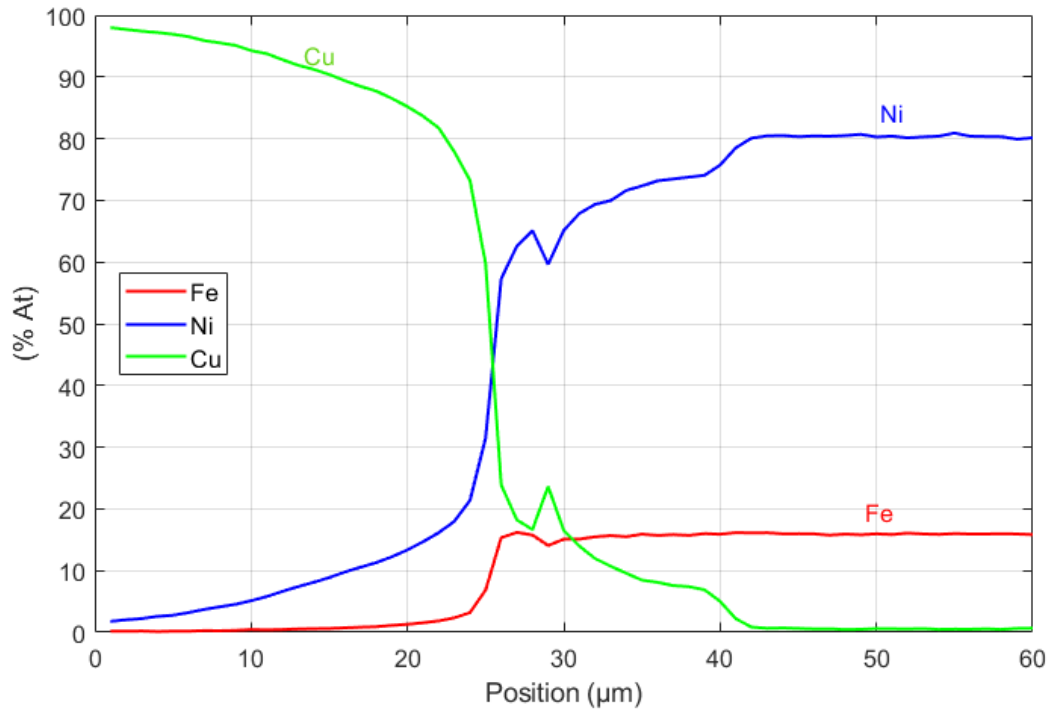
La figure B1.a) montre la structure $\text{Cu}/\mu\text{M}/\text{Cu}$ d'épaisseur totale $400\mu\text{m}$ après recuit à 900°C pendant 4h. On peut noter l'absence de porosités entre les différentes couches. De plus, contrairement au trilame $\text{Al}/\mu\text{M}/\text{Al}$, les inter diffusions sont très limitées (figures B1b et B1c). Elles se limitent essentiellement sur une zone d'épaisseur $30\mu\text{m}$. Ce résultat suggère un faible coefficient de diffusion du cuivre dans le fer-nickel. Les couches externes conservent donc leur composition chimique (essentiellement du cuivre) et donc une grande conductivité électrique. De plus, le délaminage manuel n'a pas été possible. C'est donc un trilame qui pourrait être intéressant pour des applications de blindage magnétique.



a)



b)



c)

Fig.B1 : a) Structure du trilame Cu/ μ M/Cu recuit à 900°C pendant 4h ; b) Zoom sur l'interface entre la couche de cuivre et celle de μ M ; c) Évolution de la composition chimique suivant la ligne traversant les interfaces et décrite sur la figure b

L'efficacité de blindage en fonction de la fréquence de ce trilame n'a pas été évaluée. Seule l'efficacité de blindage magnétostatique des échantillons de dimensions réduites (3cm x 3cm) recuits à 900°C a été mesurée et comparée à celle de la structure Cu/Al/ μ M/Al/Cu recuite à la même température et présentée au chapitre 4. En effet, cette structure ayant été étudiée vers la fin de la thèse, la structure Cu/ μ M/Cu de largeur 9 cm n'a pas pu être élaborée.

Tableau B1 : Comparaison de l'efficacité de blindage magnétostatique des composites métalliques Cu/ μ M/Cu et Cu/Al/ μ M/Al/Cu en fonction du courant traversant la bobine

I(A)	Cu-Al- μ M-Al-Cu SE (dB)	Cu- μ M-Cu SE (dB)
0,5	6,54	6,28
1	6,77	6,72
2	6,96	6,90
3	7,07	6,97

D'après le tableau B1, les efficacités de blindage magnétostatique des deux composites laminés et recuits à 900°C sont quasiment égales mais celles de la structure Cu/Al/ μ M/Al/Cu restent légèrement supérieures à celles du trilame Cu/ μ M/Cu. Ce résultat suggère que les

nouvelles phases formées après recuit du multicouche Cu/Al/ μ M/Al/Cu contribuent mieux à l'atténuation du champ magnétostatique que celles formées dans le cas de la structure Cu/ μ M/Cu. Cependant, la diffusion de l'aluminium dans la couche de cuivre dans la configuration Cu/Al/ μ M/Al/Cu après recuit (section 4.7.3.2) permet de prédire que son efficacité de blindage pour $f > 1$ kHz serait inférieure à celle du trilame Cu/ μ M/Cu. Ces composites laminés sont donc des solutions intéressantes pour des applications de blindage magnétique où les contraintes de masse et de coût ne sont pas prioritaires devant l'efficacité de blindage recherchée.