



**HAL**  
open science

# Conception et fabrication d'un dispositif de mise en compression par impulsions électro magnétiques (EMP)

Aurélien Chazottes-Leconte

## ► To cite this version:

Aurélien Chazottes-Leconte. Conception et fabrication d'un dispositif de mise en compression par impulsions électro magnétiques (EMP). Electromagnétisme. Université de Lyon, 2019. Français. NNT : 2019LYSE1082 . tel-04878372

**HAL Id: tel-04878372**

**<https://theses.hal.science/tel-04878372v1>**

Submitted on 10 Jan 2025

**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.



N°d'ordre NNT : 2019LYSE1082

## **THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON**

opérée au sein de

**l'Université Claude Bernard Lyon 1**

**Ecole Doctorale N° ED160**

**Électronique, Électrotechnique et Automatique (EEA)**

**Spécialité de doctorat :**

Génie Électrique

Soutenue publiquement le 19/06/2019, par :

**Aurélien CHAZOTTES-LECONTE**

---

# **Conception et fabrication d'un dispositif de mise en compression par impulsions électromagnétiques (EMP)**

---

Devant le jury composé de :

Lehmann Pascale, Chercheure, Institut Saint-Louis  
Thuillier Sandrine, Professeure, Université Bretagne Sud  
Clerc Guy, Professeur, Laboratoire Ampère  
Robin Vincent, Ingénieur - Docteur, EDF - R&D  
Joubert Charles, Professeur, Laboratoire Ampère  
Chaise Thibaut, Maître de conférences, LaMCoS  
Morel, Laurent, Maître de conférences, Laboratoire Ampère  
Nélias, Daniel, Professeur, LaMCoS  
Razik, Hubert, Professeur, Laboratoire Ampère

Rapporteure  
Rapporteure  
Examineur  
Examineur  
Directeur de thèse  
Co-directeur  
Invité  
Invité  
Invité



# UNIVERSITÉ CLAUDE BERNARD – LYON 1

Président de l'Université	M. Frédéric FLEURY
Président du Conseil Académique	M. Hamda BEN HADID
Vice-président du Conseil d'Administration	M. Didier REVEL
Vice-président du Conseil Formation et Vie Universitaire	M. Philippe CHEVALIER
Vice-président de la Commission Recherche	M. Fabrice VALLÉE

## **COMPOSANTES SANTÉ**

Faculté de Médecine Lyon Est – Claude Bernard	Directeur : M. Gilles RODE
Faculté de Médecine et de Maïeutique Lyon Sud – Charles Mérieux	Directrice : M <sup>me</sup> Carole BURILLON
Faculté d'Odontologie	Directrice : M <sup>me</sup> Fabienne CAZET
Institut des Sciences Pharmaceutiques et Biologiques	Directrice : M <sup>me</sup> Christine VINCIGUERRA
Institut des Sciences et Techniques de la Réadaptation Formation et Centre de Recherche en Biologie Humaine	Directeur : M. Xavier PERROT Département de Directrice : M <sup>me</sup> Anne-Marie SCHOTT

## **COMPOSANTES ET DÉPARTEMENTS DE SCIENCES ET TECHNOLOGIES**

Faculté des Sciences et Technologies	Directeur : M. Fabien DE MARCHI
Département Biologie	Directrice : M <sup>me</sup> Kathrin GIESELER
Département Chimie–Biochimie	Directrice : M <sup>me</sup> Caroline FELIX
Département Génie Electrique et des Procédés	Directrice : M <sup>me</sup> Rosaria FERRIGNO
Département Informatique	Directeur : M. Behzad SHARIAT
Département Mathématiques	Directeur : M. Ita'IBEN YAACOV
Département Mécanique	Directeur : M. Marc BUFFAT
Département Physique	Directeur : M. Jean-Claude PLENET
UFR Sciences et Techniques des Activités Physiques et Sportives	Directeur : M. Yannick VANPOUILLE
Observatoire des Sciences de l'Univers de Lyon	Directrice : M <sup>me</sup> Isabelle DANIEL
Polytech Lyon	Directeur : M. Emmanuel PERRIN
École Supérieure de Chimie Physique Électronique	Directeur : M. Gérard PIGNAULT
Institut Universitaire de Technologie de Lyon 1	Directeur : M. Christophe VITTON
École Supérieure du Professorat et de l'Éducation	Directeur : M. Alain MOUGNIOTTE
Institut de Science Financière et d'Assurances	Directeur : M. Nicolas LEBOSNE



# Remerciements

Ce mémoire de thèse présente les travaux qui ont été réalisés sur la mise en compression par impulsions électromagnétiques ainsi que la fabrication et l'utilisation du premier dispositif *EMP*. Ces travaux ont été majoritairement réalisés sur deux laboratoires, le LaMCoS et le laboratoire Ampère.

Cette thèse a été encadrée par Thibaut Chaise (LaMCoS) et Laurent Morel (Ampère) et dirigée par le Chef Vénéré Charles Joubert (Ampère). Un encadrement atypique où le génie électrique a dû converser avec des mécaniciens ...

Cette multidisciplinarité a été également présente dans le jury de thèse par la présence de Sandrine Thuillier et Pascal Lehmann que je remercie d'avoir accepté d'évaluer mes travaux et pour leurs commentaires détaillés sur le manuscrit.

J'adresse mes remerciements à Guy Clerc, qui a été un de mes enseignants en Master de génie électrique, pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury.

Je tenais également à remercier Vincent Robin, membre du jury, qui a su apporter des remarques intéressantes sur le plan industriel du procédé EMP.

Mes remerciements vont également à Thibaut Chaise et Laurent Morel qui ont su répondre présents sur les aspects scientifiques respectivement en mécanique et sur le magnétisme. Ils ont été d'un grand secours lorsque le moral a lâché ... Sans leur soutien, je n'aurais jamais terminé cette thèse. Un « special thanks » à Thibaut Chaise pour ses explications en mécanique et sa patience.

Je n'ai pas encore fait mention de mon directeur de thèse, alias « le guide suprême », « le Chef Vénéré », le professeur Charles Joubert qui a su faire preuve des qualités scientifiques et humaines (surtout en lien avec le houblon) qui m'ont permis de tenir bon durant ces années de thèse. Ses conseils ont toujours été d'une aide inestimable en particulier le jour où j'ai cramé deux diodes à 3,6 k€/pièces ... Ta réaction (une explosion de rire des plus sincères) a été très utile d'un point de vue scientifique ! Ceci n'est qu'un exemple parmi tant d'autres conseils « scientifiques » et scientifiques. Je te remercie également pour tes commentaires lors de ma soutenance de thèse où tu m'as qualifié de « thésard ferrailleur » pour qualifier mes activités « annexes ». Je tiens à préciser que ça s'appelle du « *dumpster diving* ».

Même s'il n'était pas dans mon encadrement officiel, c'était tout comme ! Je remercie Daniel Nélias pour sa grande aide sur le plan scientifique, sa disponibilité et son suivi tout au long de la thèse.

Pour commencer ces remerciements pour les personnes m'ayant suivi pendant cette thèse, sachez que je vais en oublier ! La liste est heureusement très grande.

Au laboratoire Ampère, nous avons ce que Christian Martin qualifie de « cohésion ». Dans les grandes lignes, il s'agit de boire des bières (ou pas) entre collègues du laboratoire. Ces réunions ont certainement les plus intéressantes auxquelles j'ai pu participer au sein du laboratoire. Pour cela je remercie bien sûr Christian Martin, l'organisateur numéro 1, ainsi que tous les autres participants, Fabien Sixdeniers, Ali Sari, Pierre Demumieux, Roberta Longuithano, Nagham El Ghossien, Romain Breuneval, Oriol Avino Salvado, et je m'arrête, car la liste serait beaucoup trop longue.

Je reviens sur Christian Martin que je remercie de nous avoir invités dans ce beau pays qu'est la Savoie. Il aura réussi à nous faire découvrir une bonne partie des spécialités locales ! Et encore un grand merci pour avoir réussi à subtiliser suffisamment de verres (à bière) à l'effigie du Ninkasi pour les membres du jury.

Au LaMCoS, je tenais remercier Jérôme Cavoret pour les formations sur les machines de l'atelier ainsi que pour sa bonne humeur. Ça faisait plaisir surtout qu'on travaille dans les sous-sols d'un bâtiment. Je remercie aussi Thomas Elguedj pour ses explications sur les simulations numériques et le logiciel ANSYS.

J'ai eu le plaisir de partager quelques bureaux pendant mes années de thèse à commencer par le bureau du bâtiment Oméga, puis au bâtiment St. Exupéry et pour finir au bâtiment Fermat pendant mon ATER.

À commencer par celui qui a été mon « maître » de stage de master à savoir Nicolas Quentin. C'est un peu grâce (à cause ?) de toi que je suis docteur aujourd'hui. Je te remercie pour m'avoir initié à la cohésion et pour les nombreuses parties de babyfoot. Sans oublier le rituel du vendredi, le ninkasi ! Par contre tu mérites ton appellation de « tata », car tu prenais de la bière blanche ... Je ne sais pas si je dois te remercier pour ça, mais à force de représenter le symbole de prospérité quasiment partout, j'ai fini par faire de même aujourd'hui.

Maxime Semard, alias « tata Semard » qui est une personne qui mérite d'être connue même s'il n'a pas de cheveux et qu'il mange des pommes. Un personnage à qui on peut proposer de se faire un petit déjeuner avec de la charcuterie à 6h30 du matin au bureau et qui va vous répondre « je ramène du blanc ! ». Merci de m'avoir fait découvrir un bon nombre de restaurants italiens ainsi que l'Argot, un restaurant pas du tout végétalien. Je te remercie aussi pour ta présence le jour où mon téléphone a traversé le bureau en volant. Par contre, je ne te remercie pas d'avoir « nettoyé » mon verre à l'éthanol sans le rincer ensuite !

Sébastien Larousse, qui n'a rien avoir avec le dictionnaire du même nom, mais qui porte bien son nom. Une personne qu'on ne peut pas rater quand on travaille avec lui grâce à ses chemises aux tons de couleurs vives, à motifs incertains ou simplement pastel. Cela a été un réel plaisir de bricoler avec toi pendant la thèse et même après ! J'espère que ça continuera comme ça même si le « petit larousse 2019 » est arrivé et qu'il occupe une bonne partie de ton temps.

Malorie Hologne (Carpentier), une personne dont la gentillesse n'a d'égale que sa maladresse ou ces talents de bricoleuse. Je te remercie pour ce Kahoot que tu as fait pour l'après-soutenance. C'était assez drôle de voir le comportement des gens fassent à des questions « cons » sur moi où mes activités. Je te dirais bien à bientôt, mais tu es déjà redevenue ma collègue de travail, car maintenant il paraît qu'on bosse tous les deux à l'ECAM. Merci de m'avoir fait venir en tant que vacataire, j'ai eu un pied dans la place grâce à ça.

Je remercie Luong Viet Phung, alias Lulu qui m'a accueilli dans son bureau pendant les travaux dans le bâtiment Oméga. Je n'aurais pas pu mieux tomber. J'ai vraiment apprécié discuter avec toi, même si le travail avançait moins vite, et partager des photos de chats.

Pour finir l'épisode des remerciements « bureau », même si je n'ai pas partagé de bureau avec eux, un atelier de production c'est pareil. Je remercie Damien Jacques et Philippe Fouletier de m'avoir accueilli en ATER au FIMI de l'INSA. Vous avez fait entrer un passionné de bricolage dans les ateliers de l'INSA et même lui avoir autorisé à faire des démonstrations de plieuse hydraulique, découpe plasma, découpe laser et soudure à des étudiants. Autant dire que j'étais dans une forme de paradis. Je remercie également Denis Thome de m'avoir formé aux machines de l'atelier de construction métallique ainsi que toutes les autres personnes de conception et production que j'ai côtoyées durant cette année.

Sabina Tarte, doctorante de l'université de Lyon 2 que j'ai connue par l'intermédiaire de Malorie Hologne. Je tenais à te remercier pour avoir partagé tes sessions « je râle et c'est tout », c'était/c'est toujours très drôle. En particulier lors de nos sessions piscine avec Malorie, aussi à l'escalade, et autour de bières.

J'adresse aussi mes remerciements à mes amis d'enfance avec qui on partage de belles aventures depuis bientôt 20 ans (ça ne nous rajeunit pas) dans la réalité de ce monde ou ceux des jeux vidéo !

Un petit clin d'œil à mes deux stagiaires, Loup Plantevin qui partage aussi cette passion du « *dumpster diving* » et Laura Mommeja qui était toujours souriante même lorsque ces simulations de 24h foiraient. Cela a été un plaisir de travailler avec vous deux.

Cela va paraître très étrange, mais je tiens à remercier l'université de Lyon 1 et l'INSA pour leurs bennes. Elles m'auront permis de récupérer plusieurs appareils de mesure, dont un oscilloscope tektronik et une perceuse à colonne de 1,2 m, sans oublier plusieurs alimentations de laboratoire. Je tenais à préciser que tous ces appareils sont entre de bonnes mains et continu leur service.

Encore un remerciement atypique pour mes deux chats, Mila et Maxwell. Et oui, l'électromagnétisme a eu des effets nocifs ... Comme la grande partie de ma rédaction a été réalisée depuis mon appartement, ces deux petites bestioles m'auront soutenu tout le temps, sans me laisser la moindre minute de tranquillité.



Mes derniers remerciements vont à celle avec qui je partage ma vie depuis un peu plus de 7 ans maintenant, Anouk Leonard. Ma douce et tendre qui m'aura supporté avant et pendant la thèse. Inutile de préciser que rien n'aurait été possible sans son aide et son affection pendant ces années. Je ne sais pas comment tu as réussi à relire une partie de ma thèse, mais je te remercie pour l'avoir fait. Même si nos milieux d'études sont tout de même différents vu que tu es ingénieur écologue, j'ai l'immense plaisir de partager cet intérêt sans être pour autant parti dans ce milieu. Grâce à toi, il m'est possible d'apprendre avec une excellente professeure même si des fois ça implique d'aller creuser des mares pour les amphibiens sous la pluie. Tu es aussi capable de me suivre dans mes conneries comme je suis capable de suivre les tiennes, à tel point que tu n'as jamais râlé sur le fait que je ramenait des « merdes » à la maison et en particulier une machine de 85 kg issue des bennes ...

Une pensée à ma grand-mère Madeleine Leconte qui aurait extrêmement fière de voir son petit-fils avoir son diplôme de doctorat.





# Résumé

Les procédés de traitement de surface sont utilisés à l'échelle industrielle pour améliorer les performances de pièces mécaniques en introduisant des contraintes résiduelles de compression. Cette mise en compression de surface permet de limiter l'amorçage et la propagation de fissures dans le matériau. Ceci permet d'augmenter de façon significative la durée de vie en fatigue des pièces mécaniques ainsi traitées. L'utilisation de ces procédés dans l'industrie a démontré leur efficacité, mais aussi leurs limitations et inconvénients. Les défauts récurrents consistent en une profondeur traitée faible, une dégradation de l'état de surface (rugosité), des difficultés de contrôle, une contamination du matériau traité, etc. Ces défauts ont conduit à l'élaboration de nouveaux procédés innovants qui permettent de meilleures performances en évitant certains des inconvénients succinctement évoqués. Parmi ces procédés innovants, le traitement de surface par impulsion électromagnétique semble particulièrement intéressant. Ce procédé met en œuvre un puissant champ magnétique transitoire pour engendrer des forces de Laplace dans une pièce métallique et induire des contraintes résiduelles. Il n'existe que peu d'informations dans la littérature et il n'existe aucun dispositif expérimental de ce procédé. Cette thèse est dédiée à la conception et la réalisation d'un prototype de mise en compression électromagnétique.

Le premier chapitre de cette thèse est un état de l'art des technologies de mise en compression et du procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (EMP). Ainsi, les besoins de ce procédé sont identifiés et les technologies pouvant répondre à ces besoins sont explorées. Le deuxième chapitre, après une sélection de la structure globale du dispositif, va consister au dimensionnement des éléments du prototype EMP. Cette étude commencera avec une étude sur l'inducteur qui va être utilisé avant de continuer sur le dimensionnement du stockage d'énergie et de l'interrupteur de décharge. Afin de valider le dimensionnement des composants précédents, une simulation électromagnétique 3D du système est réalisée. L'assemblage du prototype est présenté dans le troisième chapitre ainsi qu'une première campagne d'essai sur un alliage d'aluminium. Deux types d'éprouvettes sont testées : une éprouvette fine pour vérifier visuellement la mise en compression (essai Almen) et une éprouvette massive afin d'évaluer la profondeur traitée. Une modélisation multiphysique 3D du procédé est réalisée afin de corrélérer ces résultats avec l'expérience. Dans un dernier chapitre, une étude exploratoire est menée sur un matériau ferromagnétique, le mumétal, pour visualiser l'influence des contraintes résiduelles sur les propriétés magnétiques de ce dernier.

**Mots clés :** Mise en compression par impulsion électromagnétique, traitement de surface, générateur d'impulsion électromagnétique, générateur d'impulsion de courant, électromagnétisme, haute tension, contraintes résiduelles, matériaux magnétiques, éléments finis.



# Abstract

Peening processes are widely used in industries to apply compressive residual stresses into the most solicited part of mechanical pieces. In that way, the compressive residual stresses limit the priming and the propagation of micro-cracks in the material. This increases significantly the lifespan of the treated mechanical piece under fatigue stresses. These existing peening processes have proved their efficiency and also their limitations and weaknesses. The main recurrent defaults are a shallow depth of treatment, a degradation of the surface condition, a random control of the treatment, a material contamination, etc. These problems have led towards the development of news innovative peening processes which allow better performance avoiding some previous defaults briefly evoked. Among these news processes, the electromagnetic peening process seems especially interesting. This process uses high energy electromagnetic fields to induce Lorentz forces into a metallic piece and thus residual stresses. Actually, there is not much information about this process in the literature and no prototype was ever built. The work of this thesis is dedicated to development and realization of an electromagnetic peening prototype.

The first chapter of this thesis addresses the state of the art of major peening processes actually in industrial use. Next, the electromagnetic peening process, or EMP process, is described and the electrical needs are exposed. A second state of the art is made about the technological solutions to respond to the EMP needs. The second chapter is about the conception of the EMP prototype with the electrical structure adopted in the previous chapter. The first step is about the inductor sizing to generate an electromagnetic field sufficient enough for a peening application. Next, the storage system is designed depending on the inductor parameters and finally the closing switch is created considering the electrical parameters used for the EMP process. To validate the previous results, a 3D electromagnetic simulation is done. The prototype assembly is presented in the third chapter and also the first experimental test on the EMP prototype. To begin with, an aluminium alloy with low yield strength is selected to be treated. Two different samples forms are used, a thin one, to realize a similar test to the Almen test and thick one to check the EMP depth of treatment. A 3D multiphysics simulation of these experiments is made and these numeric results are next correlated to the experimental ones. In the fourth chapter, an exploratory study is realized on the effects of the residual stresses on magnetic properties of ferromagnetic material, the mumetal.

**Key words:** Electromagnetic peening, peening process, electromagnetic pulse generator, current pulse generator, electromagnetism, high voltage, residual stresses, magnetic materials, finite elements method.









---

# Table des matières

INTRODUCTION .....	1
<b>I. ÉTAT DE L'ART.....</b>	<b>5</b>
1 INTRODUCTION .....	7
2 LES PROCÉDES CONVENTIONNELS DE MISE EN COMPRESSION DE SURFACE.....	8
2.1 Grenailage de précontrainte.....	8
2.2 Mise en compression par choc laser .....	12
2.3 Mise en compression par jet d'eau.....	15
2.4 Verrous des procédés actuels .....	19
3 MISE EN COMPRESSION PAR IMPULSION ELECTROMAGNETIQUE : <i>ELECTRO-</i> <i>MAGNETIC PEENING (EMP)</i> . .....	21
3.1 Principe du procédé.....	22
3.2 Caractéristiques électriques pour le prototype EMP.....	23
4 LES GENERATEURS D'IMPULSIONS DE COURANT .....	27
4.1 Solution de stockage d'énergie.....	27
4.2 Interrupteurs à fermeture .....	32
4.3 Géométrie d'inducteurs.....	41
5 SYNTHÈSE .....	42
<b>II. CONCEPTION DU DISPOSITIF EMP .....</b>	<b>45</b>
1 INTRODUCTION .....	47
2 STRUCTURE GLOBALE ADOPTÉE POUR LE PROTOTYPE.....	48
2.1 Structure de base.....	48
2.2 Montage amélioré .....	49
2.3 Synthèse .....	51
3 DIMENSIONNEMENT DES COMPOSANTS DU GENERATEUR D'IMPULSIONS.....	51
3.1 Dimensionnement de l'inducteur .....	51
3.2 Système de stockage d'énergie .....	70
3.3 Éclateur.....	75
4 MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE.....	78
4.1 Paramètres de la simulation .....	78
4.2 Circuit électrique équivalent.....	80

---

4.3	Résultats et discussion.....	81
5	SYNTHESE.....	85
<b>III.</b>	<b>REALISATION ET VALIDATION DU PROTOTYPE EMP .....</b>	<b>89</b>
1	INTRODUCTION .....	91
2	PROTOTYPE EMP.....	92
2.1	Réalisation des éléments du banc d'essai EMP.....	92
2.2	Systèmes de protection.....	96
2.3	Présentation du prototype EMP.....	97
3	ESSAIS DE MISE EN COMPRESSION.....	100
3.1	Campagne expérimentale.....	100
3.2	Essai expérimental sur éprouvette Almen.....	103
3.3	Essais sur une éprouvette massive.....	110
4	MODELISATION : COUPLAGE ELECTRO-MECANIQUE.....	116
4.1	Structure du modèle numérique.....	116
4.2	Simulation : Éprouvette Almen .....	117
4.3	Simulation : Éprouvette massive .....	121
5	SYNTHESE.....	124
<b>IV.</b>	<b>ESSAIS SUR DES MATERIAUX MAGNETIQUES .....</b>	<b>127</b>
1	INTRODUCTION .....	129
2	CHOIX DU MATERIAU CANDIDAT : LE MUMETAL.....	130
3	RESULTATS OBTENUS SUR LE MUMETAL.....	131
3.1	Résultats de corrélation d'images .....	131
3.2	Caractérisation magnétique locale .....	133
3.3	Synthèse.....	140
4	CARACTERISATION MECANIQUE ET MAGNETIQUE.....	140
4.1	Présentation du système de traction avec mesures magnétiques.....	140
4.2	Caractéristique mécanique du mumétal.....	145
4.3	Essai de traction : charge simple .....	145
4.4	Essai de traction : charge puis décharge .....	148
5	SYNTHESE.....	152
	<b>CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES .....</b>	<b>156</b>

---

---

<b>V.</b>	<b>ANNEXES.....</b>	<b>162</b>
1	ESTIMATION DE L'IMPEDANCE DES BUS BARRES .....	162
2	ÉQUATIONS DE FONCTIONNEMENT D'UN SYSTEME RLC .....	164
3	FIABILISATION DE L'INDUCTEUR.....	166
3.1	Étude numérique de l'influence de la résine.....	166
3.2	Essais expérimentaux .....	172
3.3	Bilan des inducteurs.....	175
<b>VI.</b>	<b>BIBLIOGRAPHIE.....</b>	<b>178</b>

---

---

# Table des figures

Figure I.1 — (a) Schéma de principe d'un grenailage de précontrainte conventionnel, (b) Déformation de la pièce suite à l'impact d'une grenaille en surface [5].....	9
Figure I.2 — Schéma de principe d'une grenailleuse à ultrason [6].....	10
Figure I.3 — Comparatif de l'état de surface entre le grenailage conventionnel et le billage à ultrasons [8]. .....	10
Figure I.4 — Influence des paramètres du grenailage sur le profil de contraintes résiduelles [11]. .....	11
Figure I.5 — Principe du choc laser avec un plasma confiné [15]. .....	12
Figure I.6 — Superposition des profils temporels de densité de puissance laser et des pressions correspondantes au centre de l'impact avec (trait plein) et sans (pointillé) confinement du choc [11].....	13
Figure I.7 — Pression d'impact en fonction de l'intensité du laser [21]. .....	13
Figure I.8 — Contraintes résiduelles expérimentales et obtenues par simulation pour un alliage de Ti-6Al-4V en fonction de la pression d'impacts [22]. .....	14
Figure I.9 — Résultats de contraintes résiduelles obtenues par simulation sur de l'acier C75 en fonction de la pression d'impact [11].....	14
Figure I.10 — Contraintes résiduelles expérimentales en fonctions du nombre de tirs [24].....	15
Figure I.11 — Principe et principaux paramètres du traitement de surface par jet d'eau [25]. .....	16
Figure I.12 — Structure d'un jet d'eau dans l'air [26]. .....	16
Figure I.13 — Effets des paramètres de traitement sur mise en compression de surface par jet d'eau sur un matériau [31].....	17
Figure I.14 — Schématisation des deux mécanismes d'impact par cavitation. (a) Implosion d'une bulle de cavitation isolée de la surface et propagation de l'onde de pression. (b) Bulle de cavitation implosant à proximité d'une paroi, formation et impact d'un microjet [33].....	18
Figure I.15 — Profils de contraintes radiales résiduelles en fonction de la profondeur après traitement [33]. .....	18
Figure I.16 — Comparaison entre la mise en compression par jet d'eau cavitant et le grenailage conventionnel. (a) Profils de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur. (b) Tenue en fatigue des éprouvettes en fonctions des procédés appliqués [36]. .....	19
Figure I.17 — Mise en évidence de l'apparition d'une couche de pollution en surface d'un alliage AA 7150 due au grenailage [37]. .....	21
Figure I.18 — Schéma de principe d'un dispositif de mise en compression par impulsion électromagnétique [2]. .....	22

---

Figure I.19 — Représentation schématique de la géométrie du modèle utilisé pour la modélisation de la mise en compression par impulsion électromagnétique [2].....	25
Figure I.20 — Profil de contraintes résiduelles dans la pièce d'aluminium AA6061-T6 après traitement électromagnétique. La contrainte est normalisée par rapport à la limite élastique du matériau $\sigma_Y = 280$ MPa [2].....	26
Figure I.21 — Profil de déformations plastiques cumulées dans la pièce d'aluminium AA6061-T6 après traitement électromagnétique [2].....	26
Figure I.22 — Schéma bloc d'un générateur d'impulsion de courant.....	27
Figure I.23 — Système RLC modélisant un générateur d'impulsions pour un stockage capacitif [46].....	28
Figure I.24 — Principe du stockage inductif [46].....	30
Figure I.25 — Schéma simplifié d'un système de stockage inductif (XRAM) pour un prototype de canon électromagnétique [48].....	31
Figure I.26 — Courant de charge dans les inductances $I_s$ et courant dans la charge $I_{load}$ lors d'un cycle de fonctionnement [48]. .....	31
Figure I.27 — Configurations potentielles pour un éclateur. (a) Éclateur avec des supports latéraux isolants. (b) Éclateurs avec des supports conducteurs [47]. .....	33
Figure I.28 — Géométrie d'électrodes les reprendues dans les éclateurs. (a) géométrie pour obtenir un champ électrostatique uniforme (b) géométrie hémisphérique pour avoir un champ divergent et (c) géométrie hémisphérique contenu dans un cylindre métallique [46].....	33
Figure I.29 — Influence de la montée en tension (a) et de la pression (b) sur le fonctionnement d'un éclateur [56].....	34
Figure I.30 — Érosion constatée sur une électrode ayant subi une centaine de tirs [46].....	35
Figure I.31 — Anode d'un éclateur après plusieurs essais [62].....	35
Figure I.32 — Schéma de la structure basique d'un trigatron avec l'électrode d'amorçage dans une des électrodes principales [46].....	36
Figure I.33 — Éclateur commandé avec trois électrodes à champs uniformes [46]. .....	37
Figure I.34 — Éclateurs commandés à distorsion de champ électrique. (a) configuration avec une électrode d'amorçage en pointe et (b) configuration avec une électrode annulaire [46].....	37
Figure I.35 — Intervalle de tension de commutation d'un éclateur commandé pour une pression donnée [46].....	38
Figure I.36 — <i>Solid-state switch</i> constitué de plusieurs IGBT et MOSFET d'un banc d'essai développé au laboratoire Ampère.....	40
Figure I.37 — Schéma de différents types de formage électromagnétique avec la position relative des inducteurs par rapport à la pièce [39].....	41
Figure I.38 — Inducteur permettant de former un champ de pression magnétique uniforme [72].....	42

---

---

Figure I.39 — Structure de principe du générateur EMP. (1) source d'alimentation électrique, (2) stockage capacitif, (3) éclateur à amorçage spontané et (4) inducteur.....	43
Figure II.1 — Schéma de principe pour le générateur d'impulsion. L'ensemble C1-Cn correspond au banc de condensateurs de valeur C, R_line et L_line représentent les résistances et inductances parasites du système et L_ind correspond à l'inductance de l'inducteur. La pièce est modélisée par l'ensemble R_load et L_load. ....	48
Figure II.2 — Profil temporel réel et modélisé du courant électrique [2]. ....	49
Figure II.3 — Schéma électrique du générateur d'impulsion avec les diodes de blocage D2 et de décharge D1. ....	50
Figure II.4 — Schéma de simplification de l'inducteur en spires élémentaires. (a) schéma de l'inducteur avec son positionnement dans l'espace et ses dimensions. (b) simplification en conducteurs élémentaires centrés sur le centre de chaque spire. ....	52
Figure II.5 — Représentation axisymétrique du champ magnétique produit par la géométrie initiale à une distance de $z = -1$ mm avec un courant de 400 kA [2].....	54
Figure II.6 — Champs magnétiques générés par des inducteurs avec un nombre croissant de spires. Le courant est ajusté pour conserver un champ magnétique maximum $B_{Max} = 28 T$ . ....	55
Figure II.7 — Amplitude du courant en fonction du nombre de spires pour un champ magnétique maximum $B_{Max} = 28 T$ . ....	56
Figure II.8 — Influence de la réduction de la largeur L_spire des spires sur l'allure du champ magnétique à $z=-1$ mm. ....	57
Figure II.9 — Allure du champ magnétique pour des inducteurs avec une section $S=5$ mm <sup>2</sup> et courant I_Max=190 kA pour différent rapport $\delta_{hL}=L_{spire}/h_{spire}$ . ....	58
Figure II.10 — Champ magnétique généré avec un courant $i_{Max} = 190$ kA pour différentes distances interspire <i>ecspire</i> . ....	59
Figure II.11 — (a) représentation schématique de l'inducteur en 2D avec les dimensions (en mm). (b) représentation 3D de l'inducteur avec ses connecteurs.....	60
Figure II.12 — Allures des champs magnétiques générés par l'inducteur dans sa version finale (Inducteur V2) soumis à un courant d'amplitude de 170 kA et par l'inducteur initial (Inducteur V1) soumis à un courant de 400 kA.....	61
Figure II.13 — Dimensions du modèle de spire d'inducteur pour le calcul de l'inductance propre. a : rayon de la spire, b : hauteur de la spire et c : largeur de la spire [81]. ....	62
Figure II.14 — Calcul de l'inductance d'une bobine en spirale avec les dimensions utilisées [81]. ....	63
Figure II.15 — Réduction de la pièce pour les calculs de l'inductance propre de la pièce et de l'inductance mutuelle. ....	64



---

Figure II.16 — Représentation des paramètres pour le calcul de l'inductance mutuelle entre l'inducteur de rayon $a$ et la pièce de rayon $A$ [83].	65
Figure II.17 — Modélisation de l'inductance (en orange) et de la pièce (en gris) sous Q3D.	67
Figure II.18 — Résultats des calculs de la résistance et de l'inductance sous Q3D.	68
Figure II.19 — Schéma de principe de protection de l'inducteur. L'inducteur est encapsulé dans un matériau isolant entouré d'une coque en acier inox.	69
Figure II.20 — Vue d'un des condensateurs du banc de stockage d'énergie. Condensateur au polypropylène métallisé de capacité de $2,6 \mu F$ et de tension nominale de 20 kV.	73
Figure II.21 — Banc de condensateurs pour l'EMP. (a) vue sur la répartition interne des condensateurs, (b) vue complète du banc de condensateurs.	74
Figure II.22 — Banc de condensateurs pour l'EMP.	74
Figure II.23 — Visualisation 3D de l'éclateur pour le générateur d'impulsions électromagnétiques.	76
Figure II.24 — Circuit électrique équivalent d'un éclateur. $R_s$ et $L_s$ représentent la résistance et l'inductance de l'arc électrique et $C_g$ la capacité parasite de l'éclateur [46].	76
Figure II.25 — Modèle géométrique de l'ensemble formé par l'inducteur (en orange) et par la pièce (en gris).	79
Figure II.26 — Schéma électrique simplifié utilisé pour la simulation électromagnétique. La résistance électrique globale du montage est modélisée par $R_5$ , l'inductance totale du montage par $L_3$ et le banc de condensateurs par $C_4$ . $L_{Winding1}$ correspond au modèle numérique de l'inducteur.	81
Figure II.27 — Profil de courant analytique dans l'inducteur ainsi que le profil venant de la simulation.	83
Figure II.28 — Répartition de la densité de courant dans l'inducteur et de la densité de courant induite dans la pièce à $t = 7 \mu s$ .	83
Figure II.29 — Champ magnétique produit par l'inducteur soumis à l'impulsion de courant pour $t = 7 \mu s$ .	84
Figure II.30 — Profil de champ magnétique à la surface de la pièce le long de l'axe $x$ .	84
Figure III.1 — Assemblage de l'inducteur. (1) Blindage extérieur, (2) isolant supérieur et (3) inducteur avec son support isolant.	93
Figure III.2 — Cyclage sous vide de l'inducteur durant la polymérisation de la résine.	93
Figure III.3 — (a) Représentation 3D du modèle de l'éclateur via un logiciel de CAO et (b) dispositif réel issu de ce modèle.	94
Figure III.4 — (a) Modèle 3D du support de diodes et (b) support de diodes réel. Les composants bleus sont des composants d'aide à la commutation pour les diodes.	95
Figure III.5 — enceinte de protection électrique et mécanique contenant le banc EMP.	96
Figure III.6 — Schéma de principe du prototype EMP avec les systèmes environnants.	98

---

Figure III.7 — Vue d'ensemble du prototype EMP. (1) panneau électrique de protection du banc et de l'alimentation, (2) Sonde haute tension PVM-1, (3) banc de condensateurs, (4) Éclateur, (5) support de diodes et (6) inducteur avec la table XY en dessous.....	100
Figure III.8 — Loi de comportement mécanique de l'aluminium 6061-T0 utilisée dans les premiers essais issus des essais de traction.....	102
Figure III.9 — Schéma de principe de l'essai Almen pour un essai de grenaille de précontrainte [9].....	103
Figure III.10 — Schéma de mise en compression de surface sur une éprouvette mince [9]. ....	104
Figure III.11 — Déformation calculée par simulation numérique pour des plaques de 1, 2 et 4 mm d'épaisseur pour une impulsion de courant de 80 kA et une pseudo-fréquence de 35 kHz [2].....	105
Figure III.12 — vu sur la partie de banc avec l'éclateur, les diodes, l'inducteur et la pièce à traiter sous l'inducteur.....	105
Figure III.13 — Profil de courant expérimental mesure lors d'un essai sur une éprouvette d'aluminium 6061-T0 pour une charge des condensateurs à 5,7 kV. ....	106
Figure III.14 — Exemple de mouchetis appliqué sur une éprouvette d'alliage AA6061-T0 avant EMP. ....	107
Figure III.15 — Photo du dispositif de stéréocorrélation d'images lors d'une mesure sur une éprouvette d'AA6061-T0 traité par EMP. (1) et (2) sont des caméras CCD de 2048 x 2048 pixels avec des objectifs nikkor micro 200 mm et (3) est l'éprouvette.....	107
Figure III.16 — Déplacement selon l'axe Z d'une éprouvette d'AA6061-T0 vue dans le plan XY. ....	108
Figure III.17 — Vue 3D du déplacement selon l'axe Z d'une éprouvette d'AA6061-T0 après traitement.....	109
Figure III.18 — Déformation $exx$ longitudinale sur l'éprouvette vue dans le plan XY.....	109
Figure III.19 — Déformation $eyy$ transversale sur l'éprouvette vue dans le plan XY.....	109
Figure III.20 — Schéma de principe pour un essai de dureté Vickers.....	111
Figure III.21 — Processus de mesure de dureté sur une éprouvette. (a) Polissage et cartographie de la face XY, (b) découpe de l'éprouvette suivant un plan XZ avec une micro-scie et (c) polissage et cartographie de la section XZ.....	112
Figure III.22 — (a) vue sur le poinçon lors d'une mesure dans la section XZ sur de l'AA6061-T0 traité et (b) vue sur l'indentation provoquée par le poinçon. ....	113
Figure III.23 — Cartographie de la dureté Vickers relative obtenue pour la face XY de l'éprouvette d'AA6061-T0 réalisée à une profondeur de 0,5 mm. En rouge, position de l'inducteur lors de l'essai. ....	115
Figure III.24 — Cartographie de la dureté Vickers relative obtenue pour la section XZ de l'éprouvette d'AA6061-T0.....	115
Figure III.25 — Conditions initiales appliquées au support (en bas) et du capot (en haut)....	117

---

Figure III.26 — Conditions initiales imposées à l'éprouvette Almen. Le repère du modèle est défini avec l'axe x en rouge, l'axe y en vert et l'axe z en bleu. Les flèches rouges indiquent que les faces avec une condition de déplacement tel que $x = 0$ , les flèches bleues, les faces avec une condition de déplacement tel que $z = 0$ et les flèches vertes, les faces avec une condition de déplacement $y = 0$ .	118
Figure III.27 — Déformation plastique équivalente sur la vue du dessus de l'éprouvette Almen.	120
Figure III.28 — Déplacement selon l'axe y de l'éprouvette en vue du dessus.	120
Figure III.29 — Déformation totale équivalente $exx$ en vue du dessus de l'éprouvette.	120
Figure III.30 — Déformation totale équivalente $ezz$ en vue du dessus de l'éprouvette.	120
Figure III.31 — Contraintes résiduelles en vue du dessus de l'éprouvette.	121
Figure III.32 — Contraintes résiduelles en vue du dessous de l'éprouvette.	121
Figure III.33 — Géométrie pour le calcul numérique avec une éprouvette massive.	122
Figure III.34 — Résultats de déformation plastique induite par un tir EMP dans le massif dans le plan XZ. L'origine du repère est donnée par le centre de l'impact sur le massif.	122
Figure III.35 — Profil de contrainte hydrostatique résiduelle dans le massif.	123
Figure III.36 — Comparaison la déformation plastique issue de la simulation numérique (à gauche) et des résultats obtenus par dureté vickers (à droite) dans le plan XY pour $z = 0,5 \text{ mm}$ .	124
Figure III.37 — Comparaison de la déformation plastique provenant du calcul numérique (à gauche) et des résultats obtenus par dureté vickers (à droite) dans le plan XZ. La profondeur selon z est décalée de 1,5 mm compte tenu des mesures de dureté.	124
Figure IV.1 — Profil de déformation 3D obtenu après un essai EMP sur l'éprouvette de mumétal.	132
Figure IV.2 — Vue 2D de la déformation induite après EMP. Sur ce schéma, la ligne jaune donne une ligne de référence pour obtenir le profil de déformation.	132
Figure IV.3 — Profil de déformation selon l'axe perpendiculaire à l'éprouvette. L'origine longitudinale correspond au centre de l'éprouvette.	133
Figure IV.4 — Schéma de principe de l'utilisation d'un capteur par pointes [97].	134
Figure IV.5 — Schéma pour le calcul de la chute de tension aux bornes des pointes. (a) considération de la section complète et (b) considération plus réaliste avec les pointes [98].	134
Figure IV.6 — Présentation du bloc capteur. Le capteur par pointes est monté sur le support avec la bobine d'induction H-Coil. Cette dernière, d'un diamètre de 4 mm et de 5 mm de long, est placée entre les deux pointes qui sont séparées de 5 mm.	136
Figure IV.7 — Schéma de principe pour les mesures réalisées sur l'éprouvette de mumétal traité par EMP. L'éprouvette de mumétal (1) est mesurée dans une zone de mesure représentée en vert le long d'une direction indiquée par une flèche	

---

---

	rouge (2). Pour permettre de réaliser les mesures, l'éprouvette est excitée magnétiquement par un noyau magnétique (3) muni d'une bobine d'alimentation reliée à un générateur de courant (4). Les signaux des capteurs sont ensuite amplifiés et enregistrés via un oscilloscope (5). Ces derniers sont ensuite stockés par un programme sur un ordinateur (6). .....	137
Figure IV.8	— Champ coercitif relatif mesuré sur l'éprouvette le long de la ligne de référence.....	139
Figure IV.9	— Perméabilité maximale relative mesurée sur l'éprouvette le long de la ligne de référence.....	139
Figure IV.10	— Schéma de principe de la caractérisation magnéto-mécanique réalisée sur le mumétal. Machine de traction (1), vidéo-extensomètre orienté (2) sur la mire (4) placée sur l'éprouvette de mumétal et (3) PC de récupération des données mécaniques. Source de courant (5) qui alimente le noyau d'excitation (6). Bobines de mesures des dérivés des champs B et H (7) via (8) une carte d'acquisition et le PC de récupération des données magnétiques (9).....	143
Figure IV.11	— Mesure de déformation mécanique avec un vidéo-extensomètre. (1) éprouvette de mumétal avec capteurs de champs B et H, (2) Projecteur à leds pour disposer d'un bon contraste et (3) caméra du vidéo-extensomètre. ....	144
Figure IV.12	— Noyau d'excitation magnétique monté sur l'éprouvette de mumétal lors d'un essai de traction. Ce dernier est placé sur une rehausse et est maintenu via un support permettant un bon contact magnétique tout en limitant les perturbations sur la lecture de la force appliquée. ....	144
Figure IV.13	— Courbe de traction du mumetal en fonction de la contrainte.....	145
Figure IV.14	— Cycles d'hystérésis mesurés pour différents niveaux de contraintes. ....	146
Figure IV.15	— Champ coercitif relatif mesuré pour différentes valeurs de contrainte. ....	147
Figure IV.16	— perméabilité maximale relative mesurée pour différentes valeurs de contrainte.....	147
Figure IV.17	— Champ coercitif relatif mesuré en fonction de la déformation totale.....	148
Figure IV.18	— Perméabilité maximale relative mesurée en fonction de la déformation totale.....	148
Figure IV.19	— Schéma de principe pour la prise de mesure magnétique au courant de l'essai. ....	149
Figure IV.20	— Cycles hystérésis mesurés lors d'un cycle de traction à 242 MPa. Début de la zone plastique. ....	150
Figure IV.21	— Cycles hystérésis mesurés lors d'un cycle de traction à 565 MPa. Fin de la zone plastique. ....	150
Figure IV.22	— Évolution du champ coercitif relatif avec (en rouge) et sans (en jaune) charge. ....	151
Figure IV.23	— Évolution de la perméabilité maximale relative avec (en rouge) et sans (en jaune) charge. ....	151

---

Figure V.1 — Positionnement des bus barres pour le calcul de l'inductance mutuelle et de l'inductance propre [106].....	162
Figure V.2 — Inducteur encapsulé dans une résine époxy. À gauche, l'inducteur en vue du dessus et à droite en vue du dessous.....	166
Figure V.3 — Déformations maximales de la résine et de l'inducteur en fonction du module d'Young <i>Erésine</i> entre 0 et 20 GPa.....	167
Figure V.4 — Déformations maximales de la résine et de l'inducteur en fonction du module d'Young $E_{résine}$ entre 0 et 1000 GPa.....	167
Figure V.5 — Contraintes de von Mises maximales de la résine et de l'inducteur en fonction de <i>Erésine</i> allant de 0 à 20 GPa.....	168
Figure V.6 — Contraintes de von Mises maximales de la résine et de l'inducteur en fonction de <i>Erésine</i> allant de 0 à 1000 GPa.....	168
Figure V.7 — Pression hydrostatique maximale en traction et en compression pour l'inducteur en fonction de <i>Erésine</i> allant de 0 à 20 GPa.....	169
Figure V.8 — Pression hydrostatique maximale en traction et en compression pour l'inducteur en fonction de <i>Erésine</i> allant de 0 à 1000 GPa.....	169
Figure V.9 — Profil des contraintes de von Mises (en Pa) dans la résine, l'inducteur et la pièce située en dessous pour une résine avec un module de <i>Erésine</i> = 5 GPa.....	171
Figure V.10 — Profil de la pression hydrostatique (en Pa) dans la résine, l'inducteur et la pièce située en dessous pour une résine avec un module de <i>Erésine</i> = 5 GPa.....	171
Figure V.11 — Première version de l'inducteur. L'inducteur a été encapsulé dans une résine époxy 2011. La partie inférieure de l'isolant est une plaque en polycarbonate de 1 mm.....	172
Figure V.12 — Premières versions de l'inducteur après essais. L'inducteur de gauche a été réalisé en cuivre et celui de droite en alliage d'aluminium. Les deux inducteurs ont été munis de la même isolation.....	173
Figure V.13 — Tomographie à rayons X de la résine juste au-dessus de l'inducteur.....	174
Figure V.14 — Localisation de la fissure précédente par rapport aux spires de l'inducteur en blanc.....	174
Figure V.15 — Vues de coupes de la zone juste au-dessus de l'inducteur.....	175

---

# Table des tableaux

Table II.1 — Paramètres géométriques et matériaux pour le calcul d'impédance sous Q3D. .....	67
Table II.2 — Paramètres géométriques et matériaux pour la modélisation sous Maxwell3D .....	80
Table III.1 — Paramètres électriques pour la première campagne expérimentale.....	101
Table III.2 — Composition chimique de l'alliage d'aluminium 6061 utilisé pour les essais de mise en compression.....	102
Table III.3 — Paramètres géométriques et matériaux pour la modélisation sous Maxwell3D .....	118
Table III.4 — Paramètres géométriques et matériaux pour la modélisation sous Mechanical .....	119
Table IV.1 — Composition chimique du mumetal.....	130
Table IV.2 — Paramètres physiques de la nuance de mumétal utilisé pour les essais expérimentaux.....	130
Table IV.3 — Liste des points mesures réalisés dans les domaines élastique et plastique.....	146
Table V.1 — Bilan des inducteurs utilisés dans le dispositif EMP. ....	176

---

# Introduction

Les contraintes résiduelles dans un matériau sont des contraintes qui subsistent alors qu'aucune charge externe n'est appliquée sur le matériau. Dans le cas de contraintes de traction, elles peuvent avoir un effet négatif sur la durée de vie de la pièce en facilitant la formation et la propagation de fissures dans la couche superficielle. Il s'ensuit une réduction de la résistance à la fatigue des matériaux. En vue d'améliorer les performances des pièces mécaniques face à la fatigue et d'éviter une rupture prématurée, des procédés d'introduction de mise en compression de surface ont été développés. A contrario des contraintes résiduelles de traction, les contraintes résiduelles de compression ont des conséquences bénéfiques sur la prévention d'apparition/amorçage de fissures en surface et augmentent la résistance à la fatigue du matériau.

Il existe différents moyens pour appliquer ces contraintes résiduelles de compression dans un matériau, tels que le traitement par voie thermique, thermochimique ou mécanique. De nos jours, les techniques les plus répandues dans l'industrie sont le galetage et le grenailage, sous plusieurs variantes, comme le grenailage conventionnel ou ultrasonore et le sablage ou microbillage. Ces procédés, plutôt bien connus et maîtrisés, ont néanmoins l'inconvénient d'avoir une profondeur de traitement faible de l'ordre du millimètre, ainsi que de polluer le matériau avec des impuretés dans le cas du grenailage. De plus, la modification de la rugosité par le traitement peut parfois occasionner l'amorçage de fissures. Ainsi les effets bénéfiques de la mise en compression peuvent donc être annihilés par une augmentation de la rugosité. D'autres problématiques autour de ces procédés comme des difficultés de contrôle et de reproductibilité poussent à s'orienter vers de nouveaux procédés.

Récemment, des procédés innovants de mise en compression ont fait leur apparition comme le choc laser, la mise en compression par jet d'eau cavitant et une nouvelle technique basée sur l'utilisation d'impulsions électromagnétiques qui est l'objet de cette thèse. Ces technologies émergentes sont intéressantes sur plusieurs aspects notamment sur le fait qu'elles sont non-polluantes pour le milieu et qu'il est possible de traiter les matériaux sur plusieurs millimètres de profondeur.

La mise en compression par impulsion électromagnétique ne fait pas l'objet de dispositif expérimental ou industriel connu au moment de la rédaction de cette thèse. Les informations connues sur cette technologie sont dans un brevet [1] et dans la thèse réalisée par Emmanuel Sonde au LaMCoS sur la modélisation du procédé [2], [3]. Ce procédé est basé sur la génération d'une impulsion électromagnétique transitoire par un inducteur placé à proximité de la pièce métallique à traiter. L'impulsion électromagnétique va créer des courants de Foucault dans la pièce et ainsi induire des forces de Laplace. En fonction de l'amplitude et de la pseudo-fréquence de l'impulsion de courant dans l'inducteur, les forces de Laplace générées dans la pièce peuvent induire une déformation plastique permanente et ainsi des contraintes résiduelles dans le matériau. Contrairement aux procédés conventionnels, cette solution présente un certain nombre d'avantages comme un traitement sans contact, ce qui élimine la possibilité de pollution et de



---

modification significative de la rugosité en surface du matériau, mais aussi un contrôle par le placement localisé de l'inducteur et les caractéristiques de l'impulsion de courant (amplitude et fréquence).

Devant l'intérêt scientifique de ce procédé, le LaMCoS, le Laboratoire Ampère et MATEIS ont déposé un projet de recherche financé et soutenu par l'Institut Carnot Ingénierie@Lyon pour développer et réaliser un prototype de mise en compression de surface par impulsion électromagnétique. Ce prototype de mise en compression par impulsion électromagnétique, ou *Electro-Magnetic Peening process (EMP)*, aura pour objectif de valider la faisabilité de cette technologie sur le plan expérimental.

Le premier chapitre de cette thèse est une revue bibliographique divisée en deux parties. La première partie est consacrée à la présentation des principaux procédés de mise en compression existants. Elle permet de situer le procédé étudié par rapport aux procédés conventionnels. Le grenailage, ainsi que ses variantes, l'utilisation de choc laser et la mise en compression par jet d'eau sont ensuite présentés. Un bilan de ces technologies est ensuite réalisé pour mettre en évidence les verrous technologiques associés à ces dernières. La deuxième partie présente le principe de fonctionnement du dispositif EMP ainsi que des technologies disponibles pour sa mise en œuvre. Ce procédé nécessite l'utilisation d'un générateur d'impulsion de courant avec un inducteur pour produire des impulsions électromagnétiques transitoires. Ce type de générateur peut être divisé en différentes briques élémentaires telles que le système de stockage d'énergie, l'interrupteur qui permet la décharge de l'énergie ainsi stockée dans un inducteur. Ce dernier permet de générer l'impulsion électromagnétique à la base de ce procédé. Plusieurs solutions techniques permettent de répondre aux besoins de ces différentes briques élémentaires et seront succinctement présentées. Pour conclure sur ce chapitre, la dernière partie sera consacrée à la sélection des solutions technologiques pour la réalisation du prototype.

Le deuxième chapitre est dédié au dimensionnement des différentes briques élémentaires sélectionnées dans le chapitre précédent. Dans la première partie, la structure du générateur d'impulsion est explorée plus en détail. Par la suite, le dimensionnement des premiers éléments est effectué. Comme la géométrie de l'inducteur a une grande influence sur ses grandeurs électriques (résistance et inductance), sur la répartition du champ magnétique ainsi que le dimensionnement du système de stockage, il a été décidé de fonder le dimensionnement du prototype sur cet élément. Une étude paramétrique est réalisée à partir de la première version (numérique) de l'inducteur établie par E. Sonde dans sa thèse [2]. Les résultats de cette étude vont donner une deuxième version d'inducteur permettant de réduire l'amplitude des impulsions de courant. En fonction des résultats obtenus avec l'inducteur, en particulier la valeur de l'inductance, il est possible de dimensionner le banc de condensateurs pour le système de stockage d'énergie. La tension et la capacité des condensateurs sont déterminées en fonction des caractéristiques de l'inducteur et de la pseudo-fréquence souhaitée. Le dernier élément dimensionné dans cette section est le système de déclenchement des impulsions. Il consiste en un éclateur qui agit comme un interrupteur à fermeture pour permettre de décharger l'énergie stockée dans l'inducteur afin de produire une impulsion électromagnétique. En connaissant l'ensemble des paramètres électriques du système, une modélisation numérique du système est

réalisée pour observer le champ magnétique produit par l'inducteur. Ces résultats sont ensuite comparés aux résultats analytiques.

Une fois les principaux éléments du dispositif EMP dimensionnés, une présentation de la réalisation des éléments réalisés en interne est faite en première partie du troisième chapitre. S'en suivra une présentation du dispositif EMP et de son environnement. Il y a un risque de perturbation électromagnétique dû à l'utilisation de champ magnétique intense ainsi qu'un risque de projection en cas de rupture d'un composant. Pour limiter au maximum ces risques, une enceinte de protection a été construite. Après la présentation du prototype EMP s'en suivra une première campagne d'essai réalisée sur un alliage d'aluminium 6061. Ce matériau a été choisi pour sa bonne conduction électrique, mais aussi pour sa limite élastique relativement faible dans son état recuit (T0). Il sera possible d'utiliser des impulsions de faible énergie pour induire une déformation plastique, et des contraintes résiduelles, dans ce matériau. Deux formats d'éprouvettes ont été sélectionnés pour cette première campagne. Pour tous les formats, le protocole d'essai consiste en la réalisation d'un tir unique au milieu des éprouvettes avec environ un tiers de la tension de charge des condensateurs. Le premier format est une éprouvette mince de 2 mm d'épaisseur avec des dimensions en largeur et longueur similaire aux éprouvettes utilisées dans les essais Almen. Ces essais permettent de caractériser le niveau de mise en compression lors d'un traitement de pièce. En effet, pour une éprouvette fine, l'application d'un gradient de contraintes dans un matériau mince peut induire une déflexion visible et mesurable. L'objectif de cet essai est de disposer d'un indicateur pour valider si le dispositif permet effectivement d'induire des contraintes de compression. Dans la continuité de cet essai Almen, le deuxième format est une éprouvette massive de 20 mm d'épaisseur afin de visualiser la profondeur de mise en compression. Pour mesurer l'épaisseur affectée par le traitement, plusieurs mesures de dureté vont être réalisées. La dernière partie de ce chapitre va porter sur une modélisation multiphysique tridimensionnelle du procédé lors du traitement sur éprouvettes Almen et massive. Ces résultats sont ensuite comparés avec les résultats expérimentaux précédents.

Le dernier chapitre sort quelque peu du cadre initial de la thèse. Plusieurs études ont précédemment démontré l'impact des contraintes sur les propriétés des matériaux magnétiques. Pour comprendre et caractériser ce phénomène, une deuxième campagne d'essai a été menée sur un matériau ferromagnétique, le mumétal. Cet alliage de nickel dispose de propriétés magnétiques extrêmes qui sont fortement sensibles aux variations des paramètres mécaniques. Ce matériau est donc un bon candidat pour l'étude du couplage entre les propriétés mécaniques résiduelles d'un matériau et l'évolution de ses propriétés magnétiques, présentant ainsi un intérêt certain pour la mesure et l'étude des contraintes résiduelles. Comme pour les essais Almen précédents, une éprouvette mince de mumétal va subir un tir unique au milieu de l'éprouvette. Par la suite, avec des capteurs adéquats, les propriétés magnétiques du matériau vont être mesurées et comparées avec la déflexion induite. Pour mieux appréhender les variations lors du traitement par EMP, plusieurs essais de traction sont menés sur des éprouvettes de mumétal pour caractériser l'influence des contraintes de traction sur les propriétés magnétiques.

Ce manuscrit se termine sur un bilan des travaux qui ont été réalisés pendant cette thèse pour continuer sur les perspectives potentiellement envisagées pour continuer les études sur ce procédé

---

# I. État de l'art

---

# Table des matières

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION .....</b>	<b>7</b>
<b>2</b>	<b>LES PROCEDES CONVENTIONNELS DE MISE EN COMPRESSION DE SURFACE.....</b>	<b>8</b>
2.1	Grenailage de précontrainte.....	8
2.2	Mise en compression par choc laser .....	12
2.3	Mise en compression par jet d'eau.....	15
2.4	Verrous des procédés actuels .....	19
<b>3</b>	<b>MISE EN COMPRESSION PAR IMPULSION ELECTROMAGNETIQUE : <i>ELECTRO-</i></b>	
	<b><i>MAGNETIC PEENING (EMP)</i> .....</b>	<b>21</b>
3.1	Principe du procédé.....	22
3.2	Caractéristiques électriques pour le prototype EMP .....	23
<b>4</b>	<b>LES GENERATEURS D'IMPULSIONS DE COURANT .....</b>	<b>27</b>
4.1	Solution de stockage d'énergie.....	27
4.1.1	Stockage capacitif.....	27
4.1.2	Stockage inductif.....	29
4.1.3	Synthèse.....	32
4.2	Interrupteurs à fermeture .....	32
4.2.1	Éclateurs.....	33
4.2.2	Éclateurs commandés.....	36
4.2.3	Composants à semiconducteurs.....	38
4.2.4	Synthèse.....	40
4.3	Géométrie d'inducteurs.....	41
<b>5</b>	<b>SYNTHESE .....</b>	<b>42</b>

# 1 Introduction

Les procédés de mise en compression de surfaces sont utilisés industriellement pour générer des contraintes résiduelles de compression dans les zones les plus sollicitées de pièces mécaniques. Correctement appliquées, ces contraintes permettent d'augmenter considérablement la durée de vie de ces pièces en particulier sous des sollicitations de fatigue ou bien dans un milieu corrosif ainsi que de réduire la propagation des microfissures dans le matériau.

Ce premier chapitre permet de poser les fondations des travaux sur lesquelles la présente thèse s'est appuyée. La première partie sera consacrée aux procédés de mises en compression de surface et leurs applications dans le milieu industriel. Par la suite, les méthodes telles que le grenailage ou billage, la mise en compression par choc laser et le traitement par jet d'eau classique ou cavitant seront passées en revue. Ceci va permettre de situer la technologie développée dans cette thèse et d'illustrer les verrous technologiques liés aux procédés conventionnels. La troisième partie sera consacrée au procédé innovant de mise en compression de surface par impulsion électromagnétique ainsi qu'à un état de l'art sur cette technologie. Une revue plus complète sur les technologies de génération d'impulsions de courant et sur les similarités avec l'électro-magnétoformage sera également réalisée. La dernière partie mettra l'accent sur les technologies potentielles permettant la réalisation d'un prototype.

Dans le cas de la mise en compression de surfaces par impulsions électromagnétiques, les champs électromagnétiques sont utilisés pour générer des courants de Foucault dans la pièce qui vont engendrer des déformations plastiques dans le matériau via les forces de Laplace. Si les impulsions électromagnétiques sont suffisamment puissantes et rapides, des déformations plastiques apparaîtront dans le matériau, qui donneront des contraintes résiduelles. Compte tenu des études préliminaires déjà réalisées, il est possible d'atteindre des profondeurs de traitement pouvant aller au-delà d'une dizaine de millimètres. Un autre point intéressant est la possibilité de contrôler la profondeur de traitement et le niveau de contraintes en fonction de la fréquence et de l'énergie de l'impulsion électromagnétique.

Pour accomplir une mise en compression par impulsion électromagnétique, il est nécessaire de concevoir un générateur d'impulsion de courant. Ce générateur peut se décomposer en différents éléments tels que le système de stockage qui accumule l'énergie nécessaire aux impulsions, l'interrupteur qui permet la décharge de l'énergie dans le dernier élément, l'inducteur. Ce dernier permet de convertir l'impulsion de courant en impulsion électromagnétique. Afin de répondre au besoin pour la mise en compression électromagnétique, une revue des technologies potentielles pour ces différents éléments est réalisée en dernière partie de ce chapitre avant de conclure sur le choix des technologies adoptées pour la réalisation d'un prototype.

## 2 Les procédés conventionnels de mise en compression de surface

Les traitements de mise en compression de surface sont des procédés visant à améliorer la tenue en service de pièces mécaniques. L'application de contraintes résiduelles de compression s'effectue par la surface des pièces ainsi traitées. Les zones traitées sont celles qui sont le plus sollicitées par des contraintes externes. L'ajout des contraintes de compression rend les pièces traitées moins susceptibles à la naissance de fissures en surface du matériau ainsi qu'à leur propagation. Pour introduire des contraintes de compression, les procédés ont pour but de générer des déformations plastiques superficielles. La zone ainsi traitée se retrouve dans un état d'incompatibilité de déformation entre la partie superficielle et le cœur de la pièce. Cette incompatibilité est l'origine de l'apparition de contraintes résiduelles de compression dans la zone en surface affectée par le traitement, mais aussi dans la profondeur [4]. Ce principe est largement exploité dans les procédés de mise en compression de surface, notamment dans le procédé plus utilisé à ce jour dans l'industrie : le grenailage de précontrainte. Ce dernier est décliné sous différentes variantes utilisant des billes projetées à haute vitesse ou excitées via un transducteur à ultrason. D'autres techniques existent, mettant par exemple en œuvre un système de choc laser pour induire des contraintes résiduelles de compression ou bien utilisent un jet d'eau haute pression.

### 2.1 Grenailage de précontrainte

Le grenailage de précontrainte est un procédé qui consiste à envoyer à grande vitesse des billes multiples, communément appelées grenaille, à des vitesses plus ou moins élevées sur une surface déformable en vue de contraindre le matériau. La déformation plastique engendrée par l'impact de la grenaille plus ou moins sphérique et rigide sur la surface de la pièce va induire des contraintes résiduelles de compression à la surface. Dans l'éventualité où la projection de grenaille a été suffisamment longue et uniforme, le recouvrement des impacts en surface du matériau permet de produire des contraintes de compression sur toute la surface ainsi traitée. La distribution de la contrainte évolue avec la profondeur, mais reste relativement uniforme dans le plan. Le principe de la mise en compression de surface est détaillé sur la Figure I.1.

Plusieurs variantes du grenailage de précontrainte existent en fonction du type de grenaille utilisé. La nature des billes utilisées peut varier en fonction du dispositif de propulsion de ces dernières et du mode de projection. En général, il s'agit d'une turbine tournant à grande vitesse, entre 1000 et 3000 tr/min, pour générer une force centrifuge et éjecter les grenailles. Une autre solution également employée est l'utilisation d'air comprimé pour projeter les grenailles à haute vitesse. Les dimensions des billes, l'angle d'impact sur la surface et leur vitesse de projection sont également des facteurs importants dans l'efficacité du grenailage. En principe, ces dimensions évoluent entre 0,3 et 2 mm de diamètre et la vitesse de projection peut aller jusqu'à 100 m/s. Le niveau de contraintes résiduelles va dépendre des caractéristiques des grenailles en termes de vitesse et de diamètre ainsi que des propriétés de la pièce. Cependant, ces techniques simples présentent certains inconvénients comme des difficultés pour contrôler la vitesse des billes ainsi que de contrôler leur trajectoire. Ceci conduit à un traitement relativement non uniforme sur la surface pour des pièces à géométrie complexe. Un autre aspect problématique de cette technologie

est la récupération des billes après le traitement. Suivant sur quel type de pièce le traitement est appliqué, la grenaille devra complètement être nettoyée pour éviter tout risque de pollution des surfaces et endommagement lors de la mise en service de la pièce.

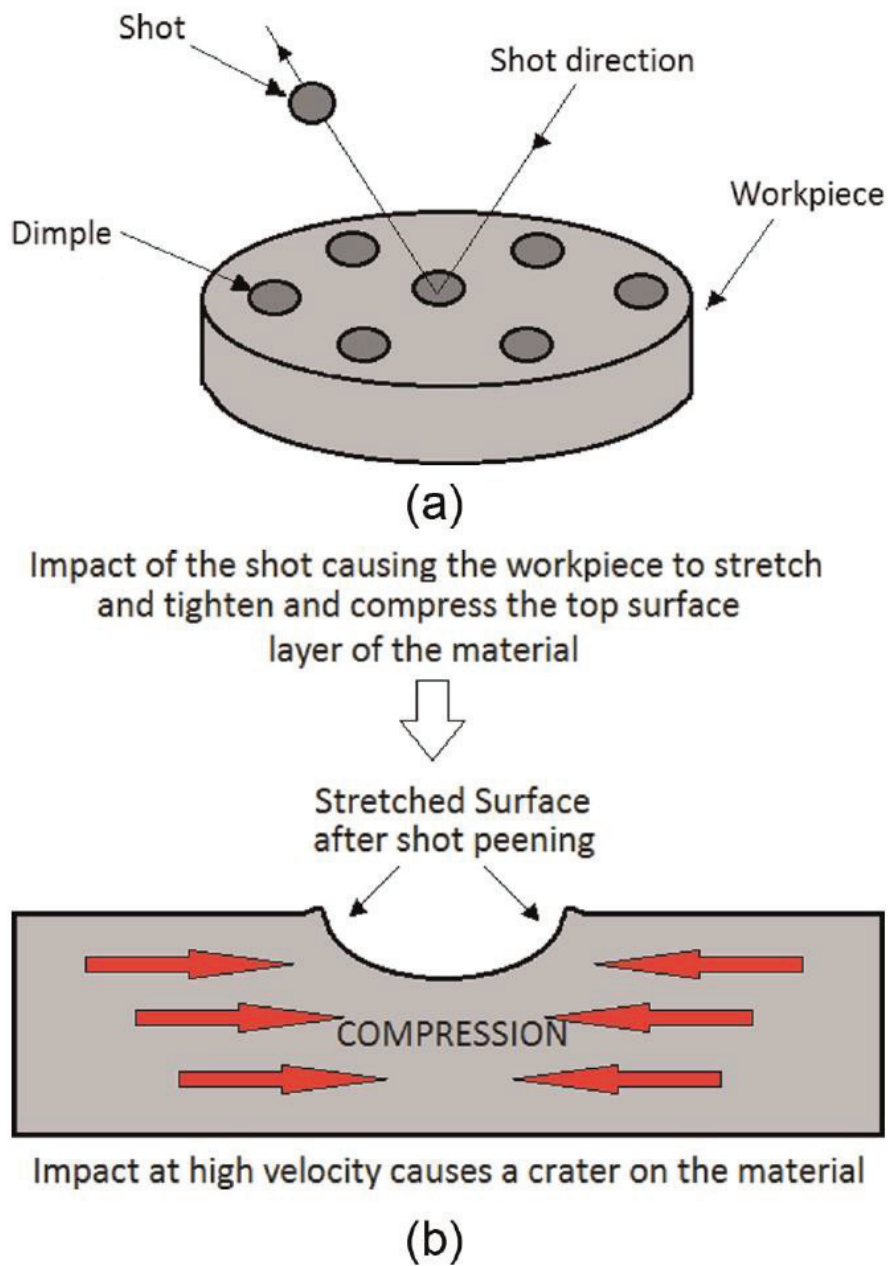


Figure I.1 — (a) Schéma de principe d'un grenailage de précontrainte conventionnel, (b) Déformation de la pièce suite à l'impact d'une grenaille en surface [5].



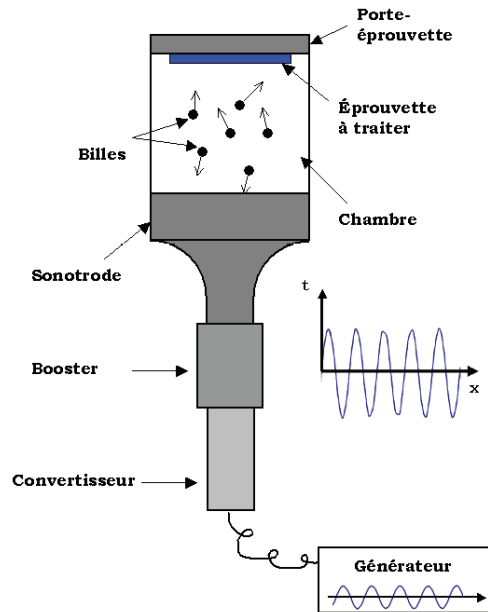


Figure I.2 — Schéma de principe d'une grenailleuse à ultrason [6].

D'autres solutions ont été récemment explorées pour accélérer la grenaille comme l'utilisation d'ultrasons (Figure I.2). Ce type de grenailage de précontrainte est communément appelé dans la littérature billage ultrasonore ou *Ultrasonic Shot Peening (USP)*. Contrairement au grenailage conventionnel, les billes sont confinées dans une enceinte étanche. Cet aspect présente l'avantage d'utiliser moins de billes pour un traitement équivalent que le procédé conventionnel tout en facilitant la récupération de ces dernières. Ce type de dispositif utilise un générateur piézoélectrique, appelé sonotrode, pour créer les ondes ultrasonores accélérant la grenaille. La vitesse des billes est réduite, environ 10 m/s et dépendante de la fréquence d'excitation de la sonotrode (20 à 70 kHz). Ce type de procédé permet, au moins dans certains cas, d'avoir un meilleur état de surface que le grenailage classique (Figure I.3). D'après les travaux de Marteau et al. [7], ces changements de l'état de surface sont liés au diamètre de grenaille supérieur ainsi qu'à une vitesse de frappe plus faible.

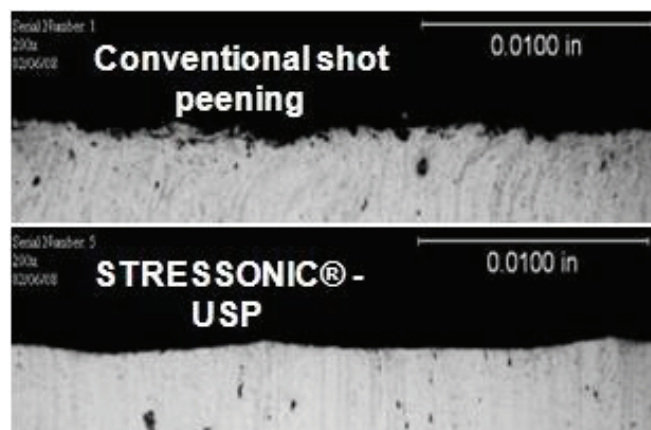


Figure I.3 — Comparatif de l'état de surface entre le grenailage conventionnel et le billage à ultrasons [8].

Les paramètres du grenailage comme la vitesse, l'angle d'incidence la dureté et le diamètre de la grenaille, ainsi que les propriétés mécaniques du matériau, ont une influence sur les performances du procédé. Les matériaux employés pour les billes ont généralement une dureté relativement élevée, supérieure à celle du matériau traité, par exemple des aciers ou des céramiques. La zone traitée ainsi que la profondeur de la mise en compression sont dépendantes du diamètre de la grenaille employée, mais aussi de la vitesse de projection [9]. Plus ces deux paramètres seront élevés, plus le niveau de contraintes résiduelles maximales et la profondeur de compression seront élevés. En général, la profondeur de traitement est comprise entre 0,05 mm et 1 mm. Le niveau de contraintes résiduelles de compression peut quant à lui atteindre jusque 80 % de la limite d'élasticité initiale du matériau traité [10]. En fonction de la dureté et des propriétés mécaniques du matériau cible, le niveau de contraintes résiduelles augmentera et à l'inverse la profondeur diminuera. Un comportement similaire sera observé avec un débit de grenaille plus important. Ces propriétés sont résumées dans la courbe ci-dessous (Figure I.4).

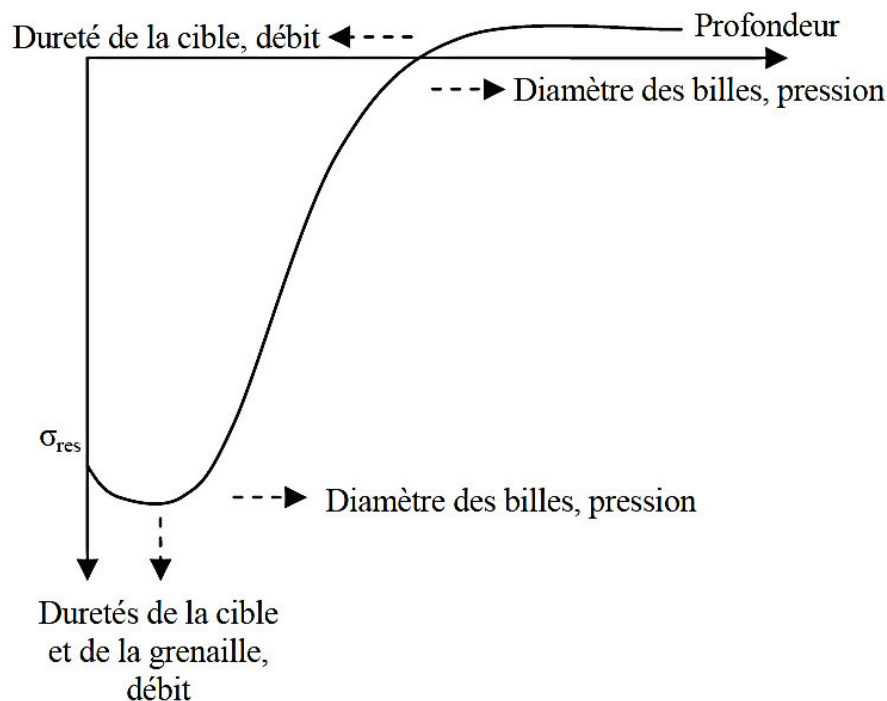


Figure I.4 — Influence des paramètres du grenailage sur le profil de contraintes résiduelles [11].

Comme il est montré dans la Figure I.1, l'impact de la grenaille en surface du matériau induit la présence d'une déformation visible en surface. La multitude des impacts lors du traitement implique un changement de l'état de surface du matériau ainsi traité. Il a été montré que ces états de surface dégradés peuvent avoir un effet négatif sur la résistance mécanique des pièces traitées [12]. Une trop forte rugosité de la surface du matériau diminue de façon significative la durée de vie des pièces face à des contraintes de fatigue. Des études ont été menées pour visualiser l'influence de la taille de la grenaille sur l'état de surface. Il a été montré qu'une éprouvette ayant été traitée avec une grenaille de plus petit calibre, et donc avec un niveau de contraintes résiduelles plus faible, avait une meilleure tenue en cyclage que des éprouvettes traitées avec une grenaille de plus grande dimension [12]. En effet, ces dernières avaient un niveau de contraintes résiduelles plus grand, mais un état de surface plus dégradé. Cette dégradation permet l'apparition de microfissures en surface qui ont conduit à la ruine de la pièce.

## 2.2 Mise en compression par choc laser

L'introduction de contraintes résiduelles de compression par choc laser est un procédé novateur dans le domaine industriel. Cependant l'origine de ce procédé est bien moins récente que le grenailage. Les travaux réalisés pour les chercheurs américains White [13] et Anderlhom [14] ont montré la faisabilité de la formation d'une onde de choc à l'aide de la création d'un plasma avec un laser impulsionnel.

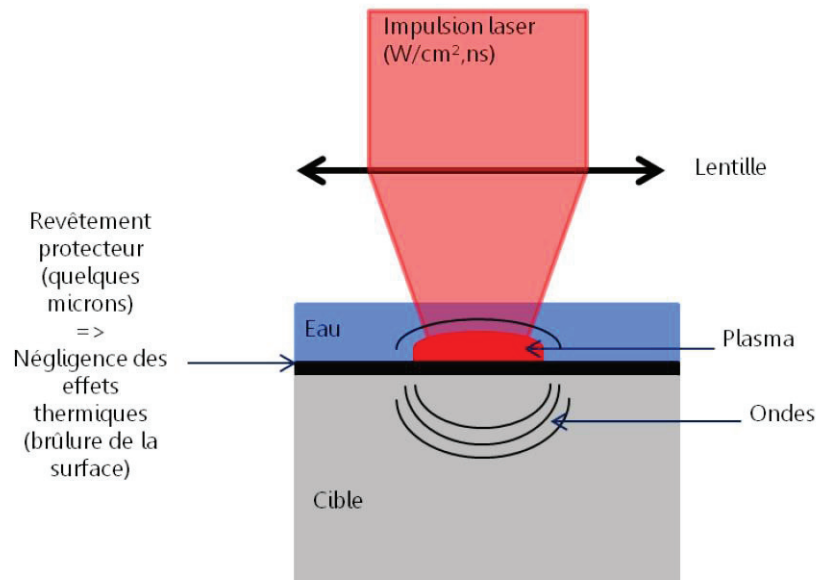


Figure I.5 — Principe du choc laser avec un plasma confiné [15].

Ce procédé consiste à envoyer une impulsion laser sur la surface d'un matériau. Ce procédé implique l'utilisation d'un laser à impulsion courte (10 à 100 ns) de forte puissance avec une densité d'énergie de l'ordre de quelques  $\text{GW}/\text{cm}^2$ . Il a été démontré [16], [17] que ce procédé était en mesure d'induire des déformations plastiques sur des matériaux métalliques. La surface du matériau a été préalablement recouverte d'un revêtement thermoprotecteur opaque pour ne pas altérer la surface du matériau ou pour ne pas changer ses propriétés mécaniques à cause d'un échauffement local. Usuellement, cette couche protectrice d'environ  $100\ \mu\text{m}$  [18] est un adhésif métallique ou bien une peinture. Cette couche de protection est surmontée d'une couche diélectrique transparente qui a pour rôle de confiner le plasma (Figure I.5).

Ce procédé utilise le laser pour générer un plasma. C'est l'expansion de ce plasma qui va générer une onde de choc qui se propagera dans le matériau. Si cette dernière est suffisamment grande, les couches superficielles du matériau se plastifient et des contraintes résiduelles de compression sont générées. Ce procédé peut être appliqué avec ou sans diélectrique. Cependant, comme le plasma n'est plus confiné dans le dernier cas, l'onde de choc générée dans le matériau est moins importante, ce qui va entraîner une plastification moindre par rapport au traitement en milieu confiné (Figure I.6). Dans le cas d'un traitement en milieu confiné, la profondeur des contraintes résiduelles peut dépasser le millimètre [10]. Un autre aspect intéressant est que l'état de surface du matériau n'est que très peu altéré par le procédé.

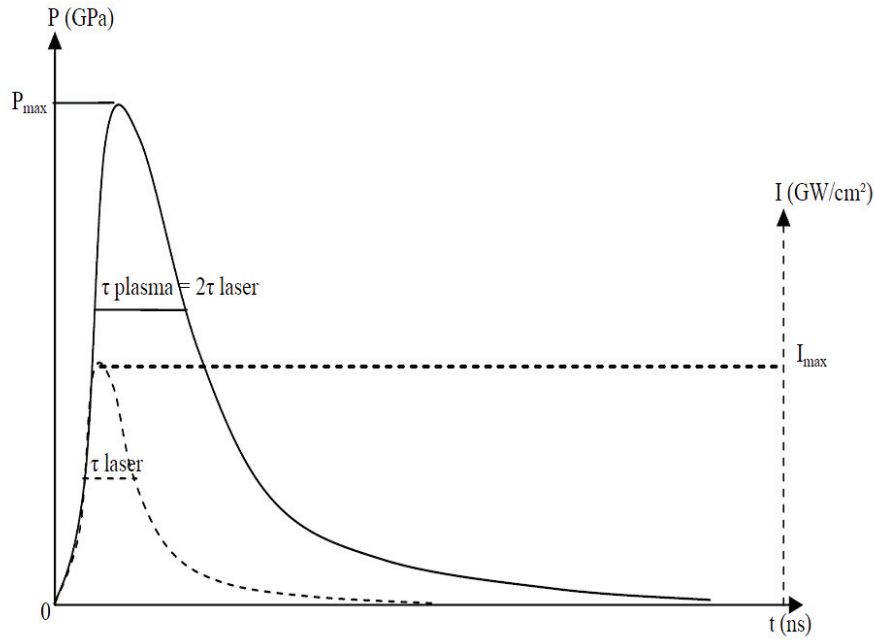


Figure I.6 — Superposition des profils temporels de densité de puissance laser et des pressions correspondantes au centre de l'impact avec (trait plein) et sans (pointillé) confinement du choc [11].

Le niveau et la profondeur des contraintes résiduelles de compression dans le matériau vont dépendre de plusieurs paramètres dont la pression d'impact induite par le plasma. Cette pression va augmenter proportionnellement avec l'intensité du laser jusqu'à une saturation. Au delà une certaine densité d'énergie, le diélectrique permettant de confiner le plasma devient opaque. Ceci est dû à un phénomène de claquage au sein même du diélectrique. Ainsi, une partie du faisceau est absorbé entraînant ce phénomène de saturation visible sur la Figure I.7 [19], [20].

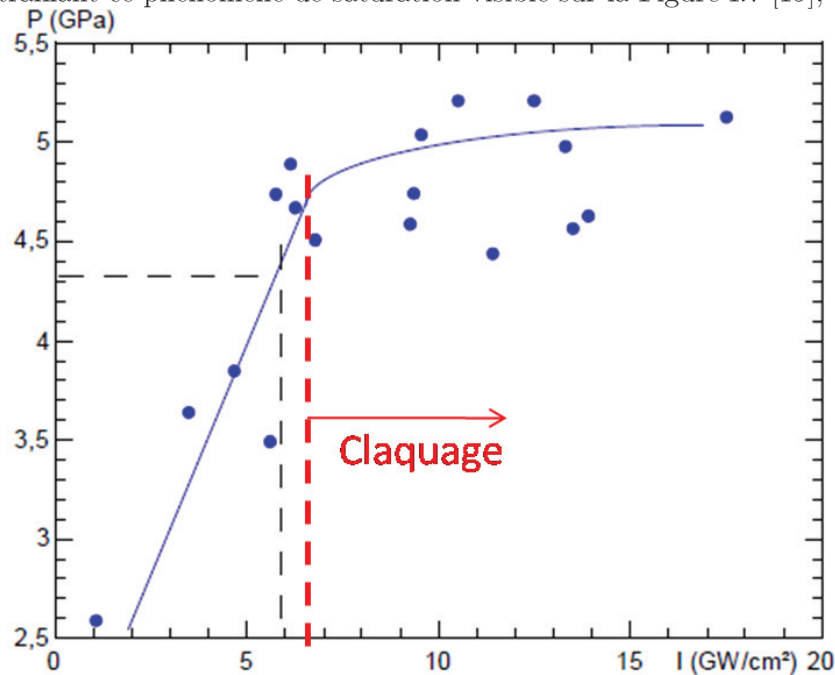


Figure I.7 — Pression d'impact en fonction de l'intensité du laser [21].

Comme dit précédemment, le niveau de contraintes résiduelles de compression est lié à la déformation plastique induite dans le matériau. Ballard [4] a montré que la déformation plastique maximale augmente avec la pression d'impact suivant la formule (I.1) pour un matériau élastoplastique parfait, dans les limites où la pression d'impact est comprise entre la limite d'Hugoniot ( $P_H$ ) et  $2P_H$ . D'après cette relation, la pression d'impact est liée à la limite élastique  $\sigma_y$  du matériau et aux coefficients de Lamé  $\lambda$  et  $\mu$  ou au coefficient de Poisson  $\nu$  (I.2). Dans ces conditions, la déformation plastique, et donc les contraintes résiduelles, atteignent un niveau de saturation au-delà d'une pression d'impact de  $2P_H$ .

$$P_H = \left(1 + \frac{\lambda}{2\mu}\right) \sigma_Y = \left(\frac{1 - \nu}{1 - 2\nu}\right) \sigma_Y \quad (\text{I.1})$$

$$\nu = \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)} \quad (\text{I.2})$$

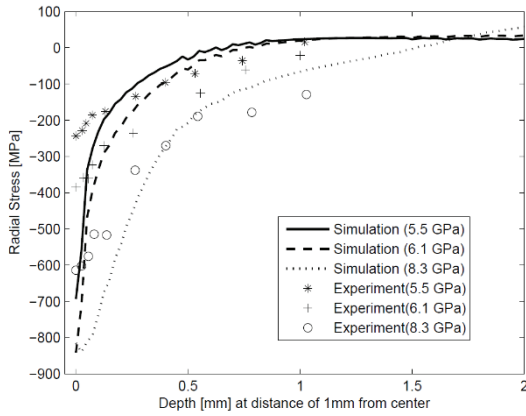


Figure I.8 — Contraintes résiduelles expérimentales et obtenues par simulation pour un alliage de Ti-6Al-4V en fonction de la pression d'impact [22].

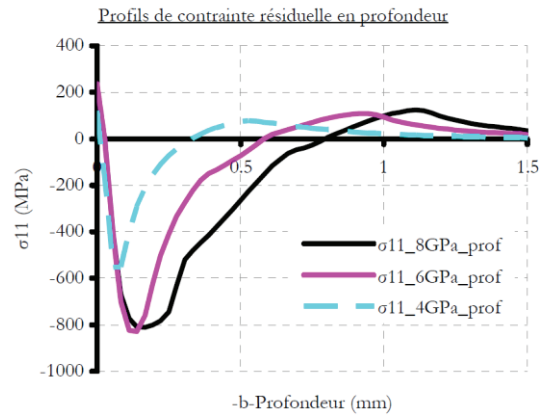


Figure I.9 — Résultats de contraintes résiduelles obtenues par simulation sur de l'acier C75 en fonction de la pression d'impact [11].

La forme de la zone impactée ainsi que des dimensions de cette dernière sont également des facteurs à prendre en compte pour le traitement. Il est possible de donner différentes formes au faisceau laser et donc d'obtenir différentes géométries de plasma. Il a été montré dans les travaux de Ballard [4] que les sections circulaires de laser produisaient un creux de contraintes au centre de l'impact. Cette irrégularité est due à une replastification lors traitement dûe au fait que les ondes de choc latérales se croisent au centre au même instant. Ce phénomène est moins visible dans le cas où la source laser produit un faisceau de section carrée. Les dimensions de la zone impactée ont également une conséquence sur la zone traitée et la profondeur atteinte. Plus la section du laser est grande, plus la zone surfacique traitée est importante et plus la profondeur atteinte est grande. Cependant le niveau de contraintes résiduelles maximum reste constant en fonction des dimensions de la taille du faisceau [11], [23]. La profondeur plastifiée peut être augmentée avec le nombre d'impacts superposés. Comme précédemment, un phénomène de saturation semble apparaître, qui est lié aux dimensions du faisceau et au nombre d'impacts (

Figure I.10).

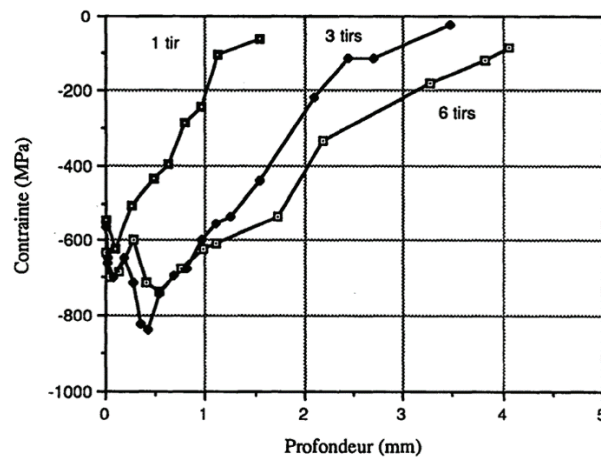


Figure I.10 — Contraintes résiduelles expérimentales en fonctions du nombre de tirs [24].

## 2.3 Mise en compression par jet d'eau

Il existe deux variantes dans le traitement de surface par jet d'eau. La première est l'utilisation d'un jet d'eau pure à haute pression pour contraindre le matériau et le deuxième est l'utilisation d'un jet d'eau cavitant où l'implosion de bulles de cavitation vient induire des contraintes résiduelles de compression.

La mise en compression de surface par jet d'eau pure met en œuvre un jet d'eau à haute pression (supérieure à 100 MPa). Le jet d'eau est déplacé sur toute la pièce de façon à la traiter intégralement (Figure I.11).

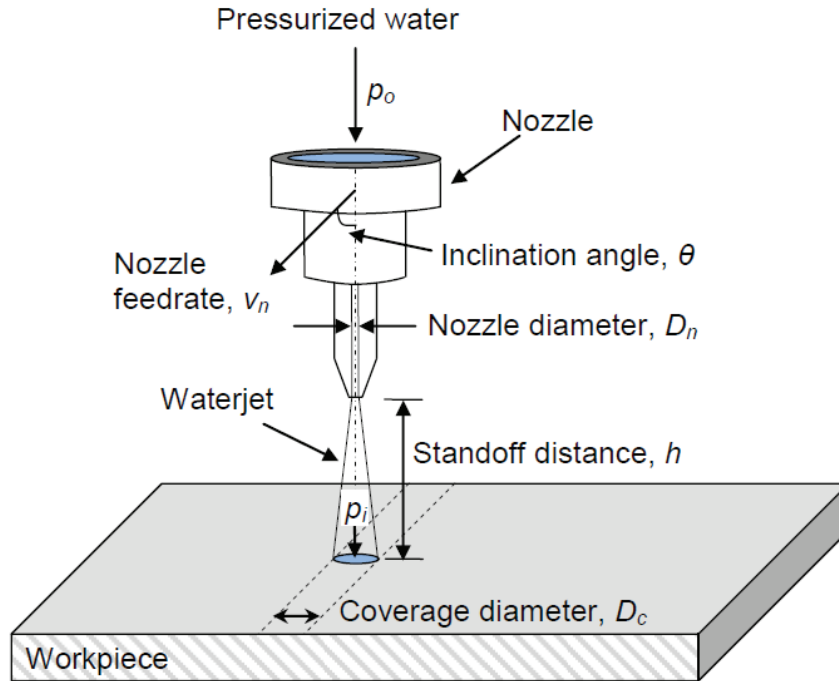


Figure I.11 — Principe et principaux paramètres du traitement de surface par jet d'eau [25].

En ce qui concerne la structure du jet d'eau, il est possible de distinguer trois zones (Figure I.12). La première zone située dans la zone proche de la sortie de la buse présente un jet d'eau continu où la pression axiale est très élevée. En général, cette zone relève du domaine de la découpe de matériaux. Dans la deuxième zone plus lointaine de la buse (zone de transition), des bulles d'eau commencent à se former et se déplacent à grande vitesse. La dernière zone, appelée zone finale, se distingue par une diffusion du nuage de gouttes dont la taille est trop petite pour avoir un effet sur les propriétés mécaniques du matériau cible. Cependant, cette caractéristique est intéressante dans un milieu immergé pour former des bulles de cavitation.

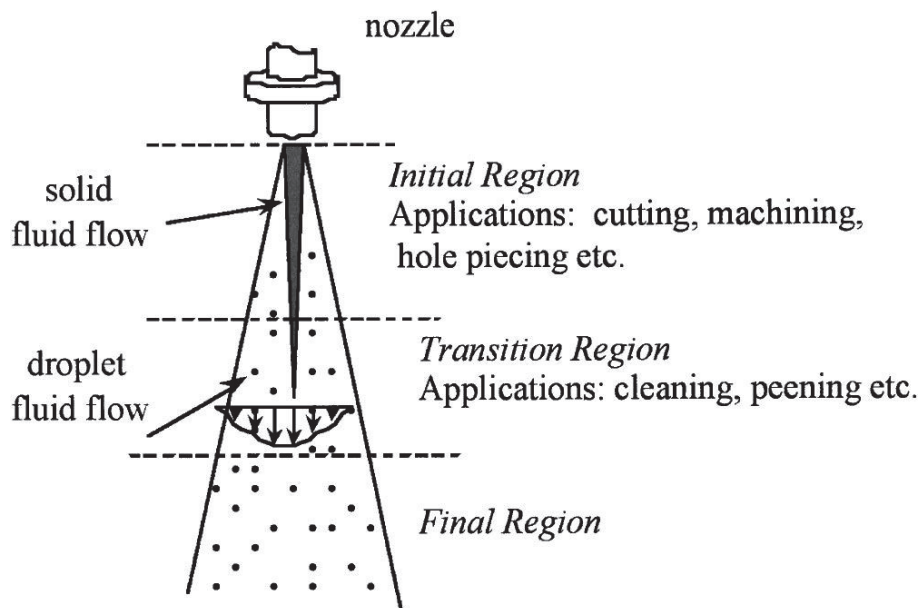


Figure I.12 — Structure d'un jet d'eau dans l'air [26].

Les gouttes d'eau formées dans la zone de transition ont une taille et une vitesse suffisante pour générer une pression relativement importante si elles impactent une surface [27], [28]. Étant donné que le temps d'impact est assez long, de l'ordre de quelques dizaines de microsecondes, les gouttes peuvent agir telles de la grenaille et induire des contraintes résiduelles de compression dans le matériau. Pour obtenir un traitement de surface optimal, la pièce doit se situer à une distance comprise entre  $75 \times D_n$  et  $125 \times D_n$ ,  $D_n$  étant le diamètre de la buse [29], [30].

La mise en compression par ce procédé dépend de la pression d'impact des bulles d'eau en surface du matériau, du temps de traitement et du recouvrement d'impact du jet d'eau. Ces caractéristiques du procédé sont directement liées à la pression du jet en sortie de la buse et à la vitesse de déplacement de la buse. Le niveau de contraintes résiduelles augmente avec la pression du jet d'eau, mais également avec le temps de traitement (Figure I.13). De façon similaire au grenailage conventionnel, la contrainte résiduelle diminue en cas d'un traitement prolongé. Cela est dû à la dégradation de l'état de surface sous l'action du jet d'eau.

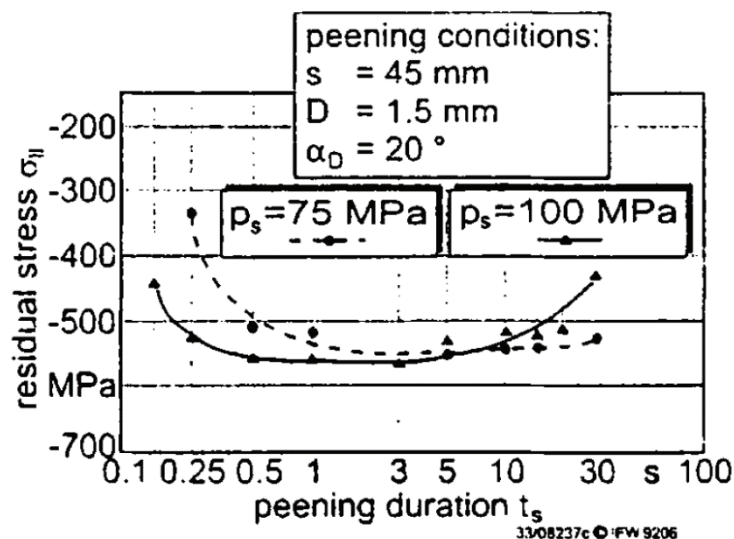


Figure I.13 — Effets des paramètres de traitement sur mise en compression de surface par jet d'eau sur un matériau [31].

Une autre variante de la mise en compression mettant en œuvre de l'eau sous pression est l'utilisation d'un jet d'eau produisant des bulles de cavitation. Le phénomène de cavitation est un changement de phase de l'état liquide à l'état gazeux d'un corps à température constante. Dans le cas d'un jet d'eau immergé, la formation de bulles de cavitation provient de l'écoulement du flux d'eau qui favorise de fortes contraintes de cisaillement [32]. Ainsi des bulles de cavitation sont formées et sont appelées « germes de cavitation ». Il existe deux possibilités de formation d'onde de pression par le procédé de traitement par cavitation en fonction de la proximité de la bulle de cavitation et la surface du matériau à traiter (Figure I.14). En effet, si la bulle est éloignée de la pièce, cette dernière va imploser sous l'effet de la pression de l'eau et former une onde de pression. Cette onde va ensuite se propager et aller impacter la surface de la pièce. Dans le cas où la pièce est proche, la bulle de cavitation implose en formant un microjet d'eau à haute vitesse. Ce jet d'eau est en mesure d'appliquer un chargement suffisamment grand pour induire des contraintes résiduelles en surface du matériau.



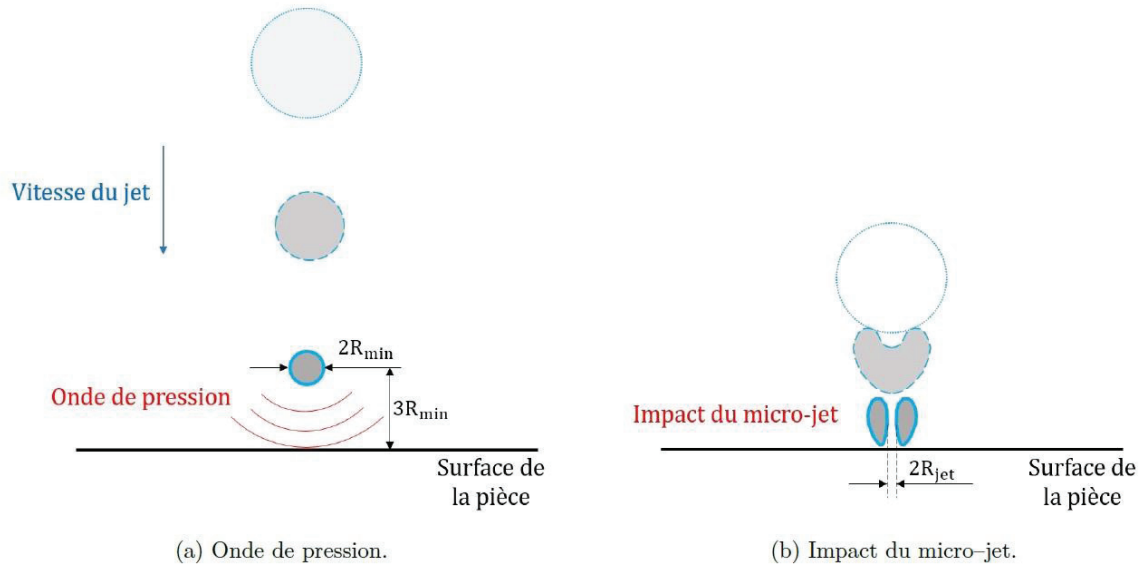


Figure I.14 — Schématisation des deux mécanismes d'impact par cavitation. (a) Implosion d'une bulle de cavitation isolée de la surface et propagation de l'onde de pression. (b) Bulle de cavitation implosant à proximité d'une paroi, formation et impact d'un microjet [33].

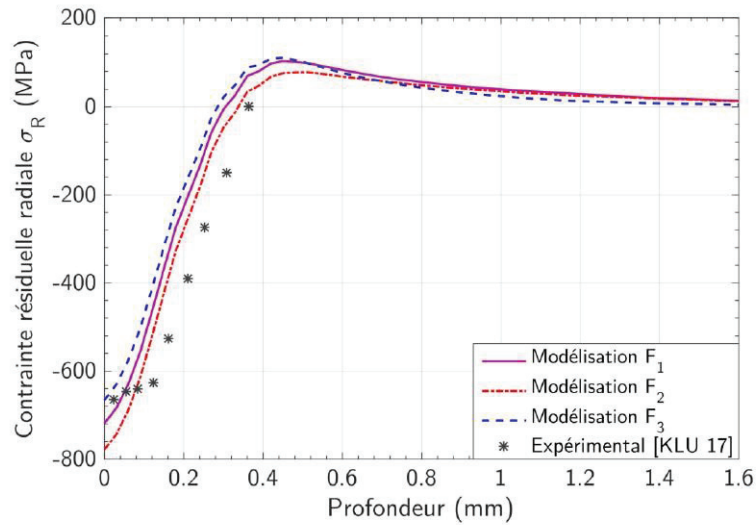


Figure I.15 — Profils de contraintes radiales résiduelles en fonction de la profondeur après traitement [33].

Récemment, des travaux sur la modélisation de ce procédé réalisés par Sonde [33] ont permis d'obtenir une corrélation avec les contraintes résiduelles de compression expérimentales obtenues par Klumpp et al. [34] comme l'illustre la Figure I.15. Dans le cas de la mise en contrainte par jet d'eau cavitant, la profondeur de compression dans le matériau est plus faible qu'avec le grenailage conventionnel. Une étude comparative de Odhiambo et Soyama [35] entre la mise en compression par jet d'eau cavitant et le billage conventionnel a démontré une amélioration de la résistance à la fatigue (Figure I.16). Dans cette étude, plusieurs échantillons ont été traités sur

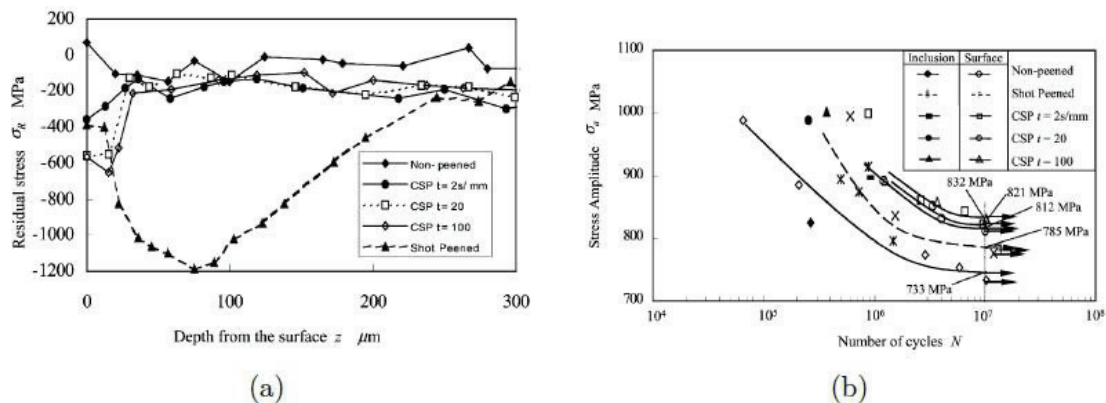


Figure I.16 — Comparaison entre la mise en compression par jet d'eau cavitant et le grenailage conventionnel. (a) Profils de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur. (b) Tenue en fatigue des éprouvettes en fonctions des procédés appliqués [35].

toute leur surface soit par billage, soit par jet d'eau cavitant avec plusieurs durées d'exposition. Les résultats de cette étude ont montré une amélioration de la résistance à la fatigue de 11 % avec un traitement par jet d'eau cavitant par rapport à un échantillon non traité. Dans le cas du grenailage, l'amélioration observée est de 7 % [35]. D'après Odhiambo et Soyama [35], cette différence peut être attribuée à un meilleur état de surface qui retarde la naissance et la propagation des fissures en surface. Le grenailage quant à lui ne permet que de retarder la propagation de ces fissures.

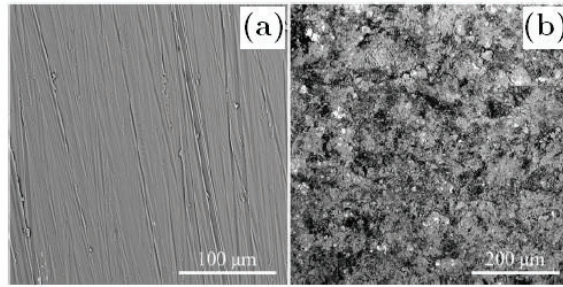
## 2.4 Verrous des procédés actuels

Tous les procédés évoqués dans les parties précédentes reposent sur des technologies relativement maîtrisées et connues dans la littérature. Le grenailage conventionnel ou billage est certainement le procédé le plus utilisé et reste relativement simple à mettre œuvre. Toutefois, la mise en compression des surfaces est directement liée aux dimensions et à la vitesse des billes sans oublier la nature du matériau cible et des billes. Cette technologie est limitée par sa profondeur de traitement de l'ordre du millimètre et la dégradation de l'état de surface de la pièce, sans oublier la récupération de la grenaille qui peut poser un problème selon le type de pièce. Il a été vu dans la partie précédente (2.1) qu'un état de surface dégradé pouvait faciliter la naissance de fissures en surface du matériau. L'origine de cette dégradation est due notamment à la vitesse élevée de la grenaille. Un dérivé plus récent du grenailage est le billage ultrasonore mettant en œuvre des billes de dimension plus grande avec une vitesse plus faible. L'état de surface de la pièce ainsi traité est relativement préservé (Figure I.3), mais le niveau de contraintes résiduelles est toutefois plus faible que le grenailage classique.

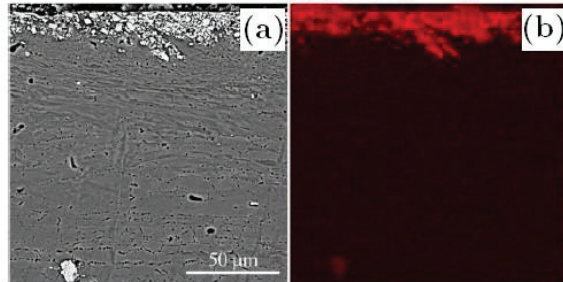
D'autres procédés plus exotiques comme la mise en compression par choc laser permettent de contraindre le matériau sur des profondeurs conséquentes pouvant aller au-delà de quelques millimètres de profondeur (Figure I.10). La mise en œuvre de ce procédé est légèrement plus contraignante étant donné qu'un revêtement thermorésistant doit être appliqué sur la pièce avant traitement. Malgré son nom, l'application de contraintes résiduelles ne se fait pas directement par le laser, mais par la création d'un plasma qui doit être de préférence confiné à l'aide d'un diélectrique translucide. Dans les applications expérimentales et industrielles, de l'eau est projetée sur la zone d'impact pendant le traitement. Comme la surface est protégée via le revêtement, généralement de la peinture, l'état de surface de la pièce traitée n'est presque pas dégradé. Malheureusement, la mise en œuvre de ce procédé implique des moyens financiers importants.

L'utilisation de jet d'eau haute pression reste relativement similaire au grenailage conventionnel. Le rôle de la grenaille est joué par des bulles d'eau à haute vitesse. L'impact de ses bulles sur le matériau provoque une pression qui peut être suffisamment forte pour mettre en compression la surface. Le niveau de contrainte de compression appliqué au matériau reste plus faible que les autres procédés précédemment évoqués, mais l'état de surface est grandement préservé. Un paramètre à prendre en compte est le temps de traitement. Si la pièce est traitée de façon prolongée, le jet d'eau va commencer à éroder la pièce plutôt que d'appliquer des contraintes de compression, facilitant la formation de fissures en surface (Figure I.13). Le traitement par cavitation utilise la formation de bulles de cavitation dans un jet d'eau à haute pression pour générer des ondes de pression. Même si la profondeur de traitement et le niveau de contraintes résiduelles de compressions restent plus faibles que le grenailage classique, la résistance à la fatigue des pièces semble meilleure. Ceci est probablement dû à un meilleur état de surface du matériau après traitement qu'avec un procédé classique.

Les limitations des procédés actuels se font notamment sur le niveau de contraintes qui peut être élevé, mais au détriment d'autres propriétés comme l'état de surface. Ce dernier est également un facteur clef dans la naissance des fissures en surface de la pièce pouvant limiter la durée de la pièce. Une étude de Barros et al. [36] a montré que les procédés de mise en compression induisant la plus faible rugosité sont ceux qui confèrent la meilleure résistance à la fatigue. La profondeur de traitement est également un point bloquant ne pouvant aller au mieux qu'à quelques millimètres de profondeur. Ceci peut être un problème majeur en particulier pour l'application de contraintes résiduelles de compression dans des pièces massives comme une cuve de centrale nucléaire. Un autre paramètre à prendre en compte est le contrôle du procédé. Pour le grenailage ou le billage ultrasonore, le contrôle de la trajectoire de la grenaille et sa vitesse est très limité. Il n'y a pas de garantie d'un recouvrement total lorsqu'une pièce est traitée par ces procédés. Une autre problématique est la pollution de la pièce par des impuretés liées aux impacts de la grenaille. Les travaux réalisés par Sun et al. [37] ont mis en évidence la présence d'un dépôt riche en fer en surface d'un alliage d'aluminium AA 7150 préalablement traité avec un billage ultrasonore utilisant une grenaille en acier inoxydable (Figure I.17).



(1) Surface du matériau à l'état initial (a) puis après grenailage ultrasonore (b)



(2) Coupe de la surface au Microscope Électronique à Balayage (MEB) avant (a) et après (b) traitement de surface ultrasonore

Figure I.17 — Mise en évidence de l'apparition d'une couche de pollution en surface d'un alliage AA 7150 dûe au grenailage [37].

### 3 Mise en compression par impulsion électromagnétique : *Electro-Magnetic Peening (EMP)*.

Les procédés de mise en compression contribuent à l'amélioration de la durée de vie des pièces mécaniques ainsi traitées. Malheureusement, l'application de ces procédés peut entraîner une dégradation de l'état de la pièce et conduire à la formation prématurée de fissures en surface du matériau. Actuellement, des recherches sont effectuées dans le domaine de la mise en compression en vue d'améliorer les procédés existants ou de développer de nouvelles solutions technologiques pour introduire des contraintes résiduelles. Une de ces nouvelles solutions est l'utilisation d'un champ électromagnétique pour induire des contraintes de compression dans un matériau conducteur. Le principe de ce procédé a fait l'objet d'un brevet récent déposé aux États-Unis par Dydo et Yushnov en 2015 [1]. Les seuls travaux connus à ce jour dans la littérature sont ceux réalisés par Sonde et al. [2], [3] sur la modélisation numérique du procédé.

### 3.1 Principe du procédé

La mise en compression par impulsion électromagnétique ou *ElectroMagnetic Peening (EMP)* est un procédé de mise en compression mettant en œuvre un fort champ électromagnétique transitoire pour induire des contraintes résiduelles dans un matériau métallique. Le dispositif qui permettrait de réaliser cette opération peut se résumer à un générateur d'impulsion de courant avec un inducteur ayant une géométrie spécifique (Figure I.18).

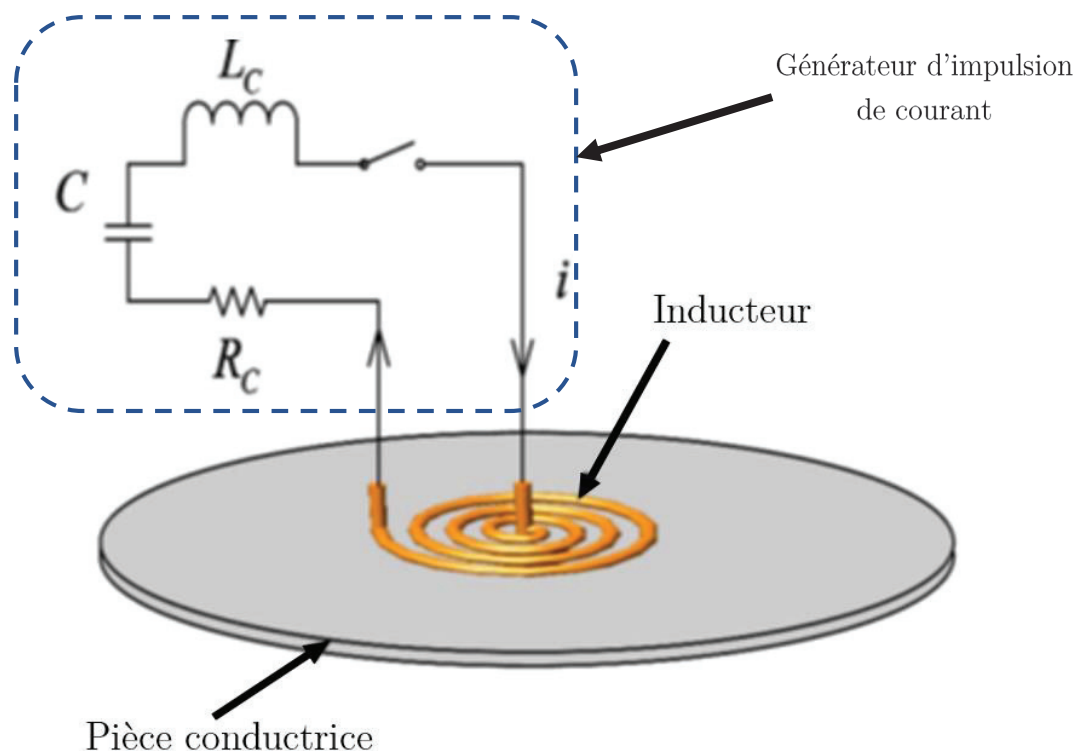


Figure I.18 — Schéma de principe d'un dispositif de mise en compression par impulsion électromagnétique [2].

Ce dispositif expérimental présenté de façon schématisée reprend les étapes qui sont décrites ci-après pour induire des contraintes résiduelles de compression dans une pièce mécanique métallique :

- La pièce est fixée sur un support puis l'inducteur est placé à proximité de la zone à traiter ;
- Le générateur d'impulsion de courant est chargé via une source d'alimentation de faible puissance ;
- Le système libère rapidement l'énergie stockée pour former une impulsion de courant dans l'inducteur ;
- Le courant qui traverse l'inducteur génère un champ magnétique variable dépendant des caractéristiques de l'inducteur et dont la pseudo-fréquence va dépendre des paramètres électriques du système ;

- Le champ magnétique variable va induire des courants de Foucault dans la pièce métallique. Ces courants vont induire des forces de Laplace au sein même de la pièce ;
- Ces forces peuvent être suffisamment élevées pour générer des déformations plastiques dans le volume de la pièce et par la suite des contraintes résiduelles.

La mise en compression de la couche superficielle est directement liée à l'amplitude des forces de Laplace dans cette zone, qui elles-mêmes dépendent de la densité de courant induite dans la pièce. Ainsi, l'amplitude du courant dans l'inducteur, qui est l'origine de ces phénomènes, permet d'appliquer un certain niveau de chargement dans la matière. En modulant le courant injecté dans l'inducteur, en d'autres termes les paramètres électriques du générateur d'impulsion de courant, il est possible d'ajuster le niveau de contraintes résiduelles dans la pièce. La géométrie de l'inducteur a également une influence sur l'allure du courant injecté, mais aussi sur l'amplitude du champ électromagnétique généré. Pour une géométrie donnée, la pseudo-fréquence du système va également jouer sur la profondeur où la densité de courant induite sera générée et donc sur l'application du chargement qui donnera naissance aux contraintes résiduelles. Cette zone de contraintes sera donc localisée à une certaine profondeur dépendante de l'effet de peau dans le matériau, mais sera également localisée au niveau de l'inducteur. En positionnant l'inducteur, en jouant sur la pseudo-fréquence et sur l'amplitude du courant injecté dans l'inducteur il sera possible de contrôler l'application de contraintes résiduelles de compression de façon efficace par rapport aux procédés existants. Pour garantir un bon couplage électromagnétique entre l'inducteur et la pièce, la distance les séparant devra être minimisée tout en tenant compte de l'isolation de l'inducteur vis-à-vis de la pièce conductrice (risque de formation d'un arc électrique). Un autre facteur très intéressant de ce procédé est l'absence de changement de l'état de surface du matériau. En effet, comme l'application de contraintes se fait sans contact physique entre la pièce et « l'outil », l'état de surface est inchangé. Dans le descriptif fait par Dydo et Yushnov [1], il est fait mention d'une légère indentation, mais qui n'aura pas les effets d'un changement de rugosité vis-à-vis de l'amorçage de fissures.

Cette technologie présente des similarités avec le formage par impulsion électromagnétique ou *ElectroMagnetic Forming (EMF)* dans le principe de fonctionnement. Ces deux technologies exploitent le même principe mis en évidence ci-avant. Dans l'EMF, les impulsions qui sont générées ont une constante temporelle plus grande et met en jeu des densités de courant plus faible que pour la mise en compression par EMP. Ceci permet d'induire des efforts suffisamment prolongés et intenses pour accélérer une tôle (ou un tube) contre un moule [38], [39]. La déformation plastique engendrée liée à cette application permet la création quasi instantanée de pièces mécaniques.

### 3.2 Caractéristiques électriques pour le prototype EMP

L'objectif des travaux de cette thèse repose sur la conception et la réalisation d'un dispositif de mise en compression par impulsion électromagnétique en vue de valider expérimentalement le principe de ce procédé. Afin de réaliser ce projet, il est nécessaire d'avoir les caractéristiques électriques de base pour dimensionner les différents éléments de la structure du système. Ces caractéristiques électriques ont été extraites des travaux entrepris par Emmanuel Sonde sur la

modélisation du procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique [2] dans le cadre de sa thèse au sein du LaMCoS en partenariat avec la société Framatome.

La modélisation de ce procédé développé par Emmanuel Sonde est un modèle 2D axisymétrique. Ce modèle a été réalisé sous le logiciel SYSWELD, logiciel de simulation multiphysique par éléments finis. La géométrie employée dans le modèle est composée d'un matériau massif de 100 mm de profondeur par 100 mm de largeur reposant sur une base fixe, avec un inducteur de type pancake ayant 3 spires situé à proximité de la surface du matériau (Figure I.19). Plusieurs matériaux ont été simulés pour prédire les effets d'un traitement par impulsion électromagnétique. Une de ces simulations a été faite sur l'alliage d'aluminium AA6061 dans l'état de durcissement T6. Les performances mécaniques de ce matériau dans cet état sont relativement bonnes avec une limite élastique de l'ordre de  $\sigma_Y = 280$  MPa [40]. Quant à sa conductivité électrique (25 MS/m), elle en fait un excellent candidat pour introduire des contraintes de compression par impulsion électromagnétique [2]. Dans cette simulation les caractéristiques électriques et temporelles de l'impulsion de courant injecté dans l'inducteur ont été les suivantes :

- Forme d'onde en demi-sinus ;
- Courant crête : 170 kA ;
- Fréquence : 35 kHz.

L'inducteur utilisé est constitué de 3 spires ayant une section de  $4 \times 1$  mm<sup>2</sup> avec un espacement interspire de 1 mm et l'inducteur est placé à 1 mm du matériau.

Les résultats obtenus ont montré la présence de contraintes résiduelles dans le massif jusqu'à une profondeur élevée par rapport aux procédés conventionnels. En effet, d'après ces calculs il est possible d'avoir des contraintes résiduelles de compression jusqu'à 18 mm (Figure I.20) sous l'inducteur. Le niveau de déformation plastique cumulée a un maximum pour une profondeur d'environ 2 mm et reste positif jusque 18 mm (Figure I.21).

Ces paramètres d'entrée utilisés dans ce modèle sur l'alliage d'aluminium AA60061-T6 vont servir de point de départ pour le dimensionnement du dispositif expérimental de mise en compression par impulsion électromagnétique. Un générateur d'impulsion de courant a été dimensionné pour produire des impulsions sinusoïdales de courant d'au moins 170 kA crête avec une fréquence de 35 kHz. Un inducteur devra également être fabriqué pour générer des impulsions électromagnétiques adaptées à la mise en compression.

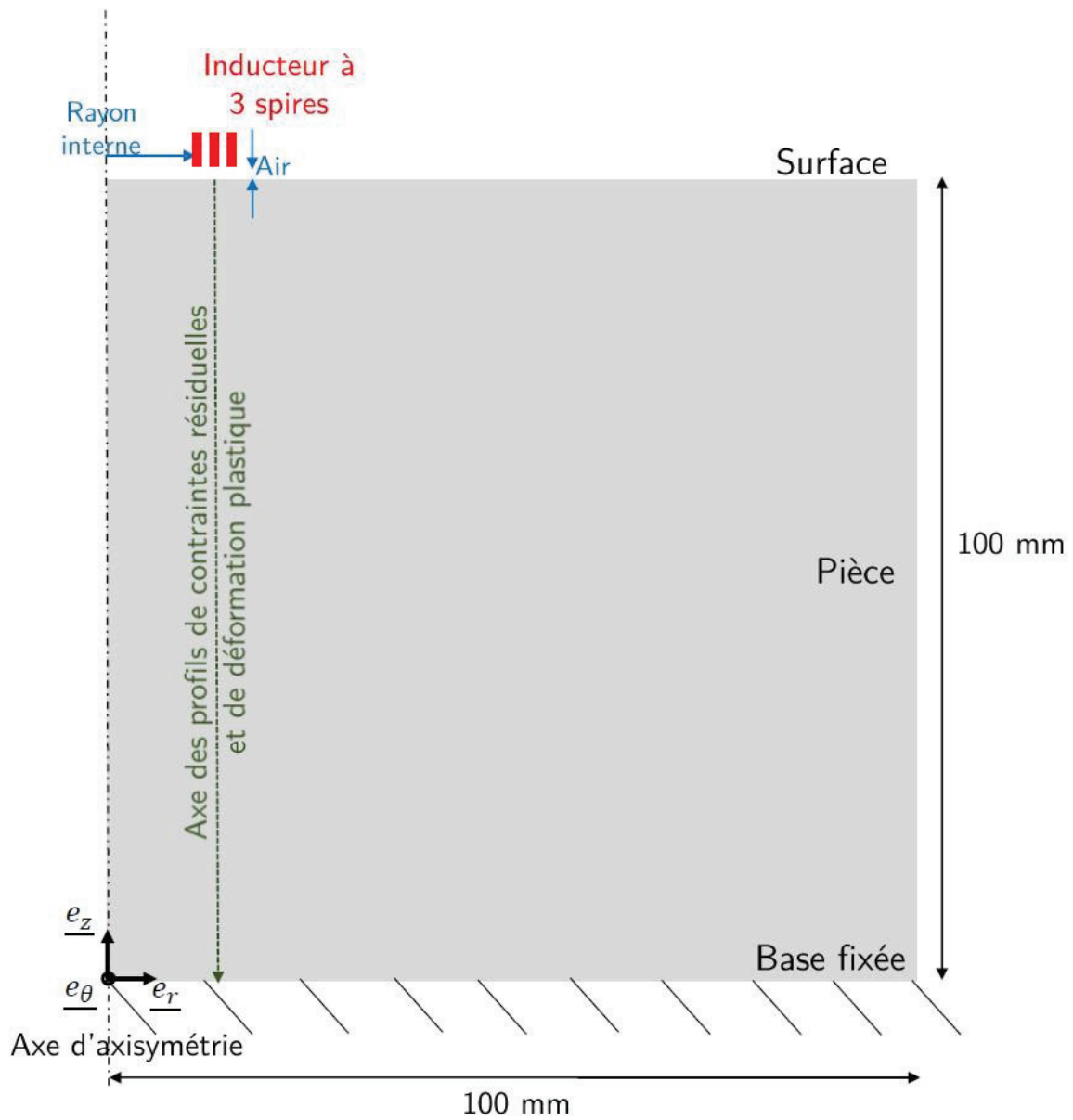


Figure I.19 — Représentation schématique de la géométrie du modèle utilisé pour la modélisation de la mise en compression par impulsion électromagnétique [2].



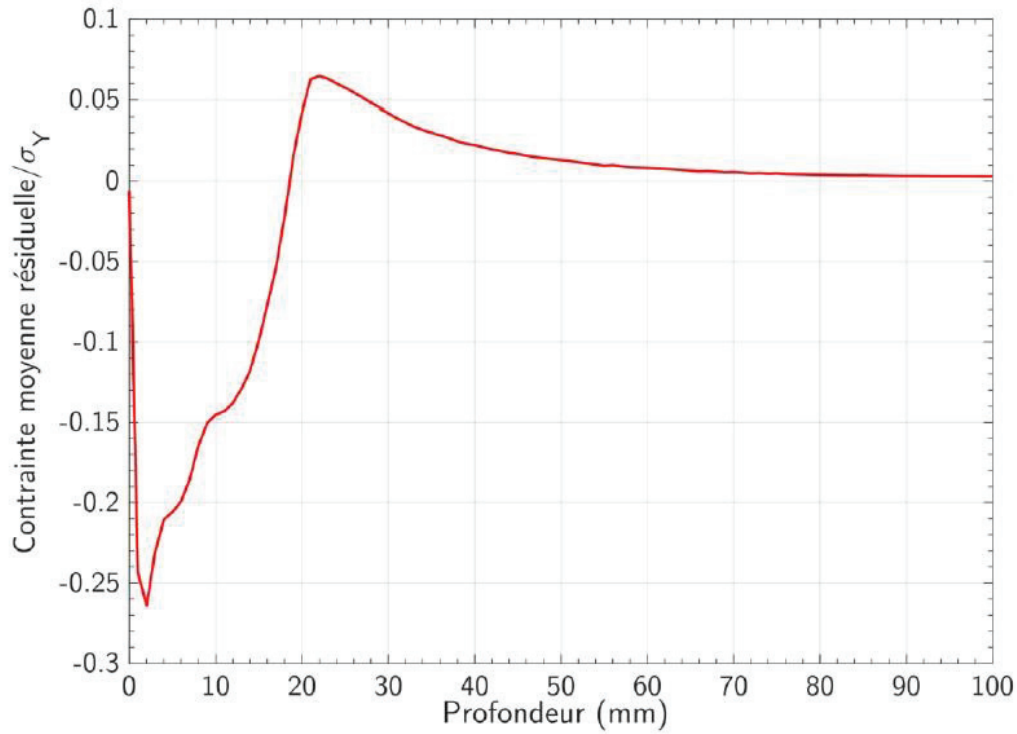


Figure I.20 — Profil de contrainte résiduelle dans la pièce d'aluminium AA6061-T6 après traitement électromagnétique. La contrainte est normalisée par rapport à la limite élastique du matériau  $\sigma_Y = 280$  MPa [2].

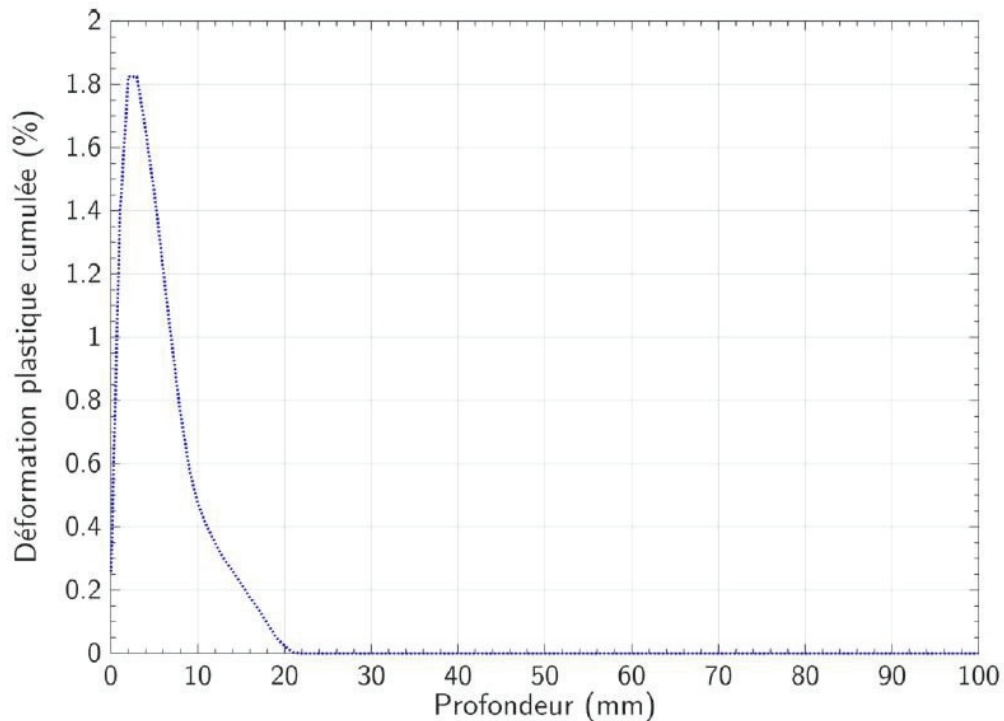


Figure I.21 — Profil de déformation plastique cumulée dans la pièce d'aluminium AA6061-T6 après traitement électromagnétique [2].

## 4 Les générateurs d'impulsions de courant

Le dispositif d'application de contraintes résiduelles de compression par impulsion électromagnétique peut être assimilé à un générateur d'impulsions de courant raccordé à une charge inductive. Cette charge est un inducteur qui va être spécialement dimensionné pour cette application. Cet ensemble peut être modélisé de façon très schématique comme l'illustre la Figure I.22. Un système de charge de faible puissance va progressivement charger un dispositif de stockage d'énergie jusqu'à un certain niveau. Cette énergie accumulée est ensuite libérée soudainement au travers d'un système de décharge directement dans la charge. L'inducteur va ensuite voir une impulsion de courant dont l'amplitude sera proportionnelle à l'énergie accumulée et la fréquence liée aux paramètres électriques du générateur comme l'inductance et la capacité du système.

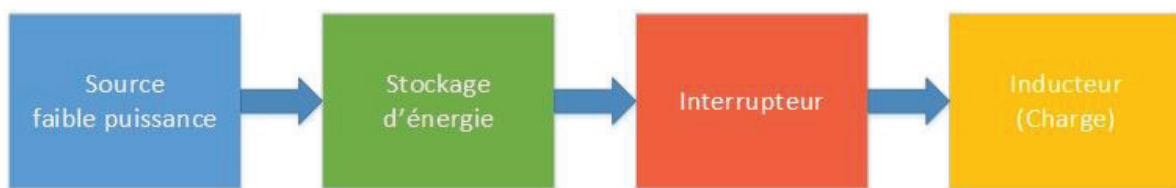


Figure I.22 — Schéma bloc d'un générateur d'impulsion de courant.

Le système de charge de faible puissance est généralement une alimentation électrique adaptant les niveaux de tension du secteur à des niveaux plus adéquats pour le fonctionnement du générateur d'impulsion de courant. Dans cette section, les différentes briques d'un générateur d'impulsions vont être en revues pour établir les solutions technologiques les plus favorables à la réalisation d'un prototype répondant au cahier des charges établi dans la partie 3.2.

### 4.1 Solution de stockage d'énergie

Dans les systèmes de génération d'impulsions de courant, les impulsions ne peuvent être générées directement à partir d'une source de puissance classique. Un étage de stockage d'énergie intermédiaire est indispensable pour accumuler l'énergie progressivement venant d'un étage amont, par exemple d'un générateur électrique, pour ensuite la décharger de façon soudaine dans l'étage aval. Il existe plusieurs solutions technologiques pour stocker de l'énergie comme le stockage capacitif (ou électrostatique) et le stockage inductif (ou magnétique). Ces deux solutions sont les plus couramment retrouvées dans la littérature [41], [42], mais il existe d'autres solutions de stockage moins courantes comme le stockage d'énergie cinétique ou bien la compression de flux magnétique par explosion.

#### 4.1.1 Stockage capacitif

Le stockage capacitif ou électrostatique demeure le système de stockage le plus couramment utilisé dans les systèmes de génération d'impulsions. Il est conçu pour accumuler de l'énergie sur des périodes de temps moyennement longues pour ensuite décharger cette énergie sur un temps court qui dépend des propriétés électriques ( $R$ ,  $L$ ,  $C$ ) du système. L'énergie électrostatique accumulée  $E_e$  s'exprime par la formule suivante (I.3).

$$E_e = \frac{1}{2} CV^2 \quad (\text{I.3})$$

Pour le dimensionnement du système de stockage, la capacité du condensateur  $C$  et la tension de charge maximale  $V$  sont des facteurs clefs. En jouant sur ces deux paramètres, il est possible d'accomplir un grand nombre de combinaisons pour répondre au besoin d'une application. On retrouve ce type de système dans de nombreuses applications par exemple les systèmes de formage par impulsion électromagnétique, les canons électromagnétiques, la génération de faisceaux d'électrons à haute énergie et la génération de plasma [43]–[45]. Chacune des applications précédentes a des paramètres temporels différents pour les impulsions en termes de fréquences des impulsions, mais aussi en termes de répétitions des impulsions. Il est possible d'aller de quelques kHz dans le cas de la mise en forme électromagnétique [45], à quelques 100 kHz voire quelques MHz pour la génération de plasma et de faisceau d'électrons [43].

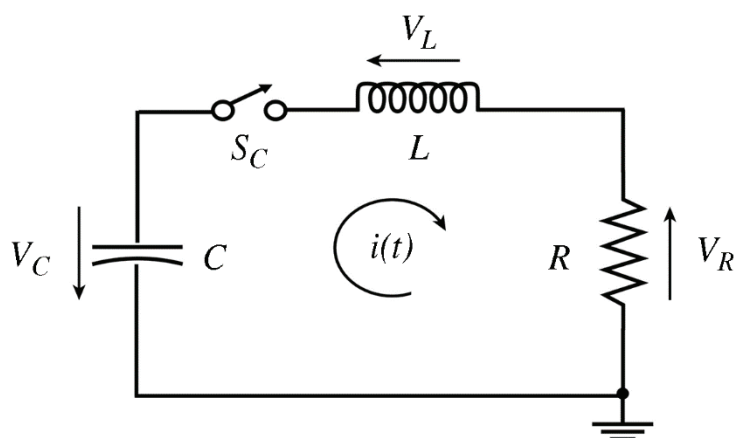


Figure I.23 — Système RLC modélisant un générateur d'impulsions pour un stockage capacitif [46].

Pour les applications de générations d'impulsion de courant, les condensateurs utilisés sont en principes des condensateurs haute tension. Compte tenu du fait que les courants mis en jeu dans ces dispositifs sont généralement élevés les tensions  $U_{Max}$  de charge des condensateurs sont également élevées comme l'illustre la relation (I.4). Il est possible de résumer le montage impliquant des condensateurs comme un système RLC (Figure I.23). Le fonctionnement de ce système donnera un courant et une tension pseudo-sinusoidaux. Cet aspect imposera l'utilisation de condensateurs capables de supporter des inversions de tension. D'après les dispositifs existants dans le domaine du formage magnétique, les condensateurs qui sont le plus souvent utilisés actuellement sont des condensateurs film au polypropylène métallisé [41], [45], [47]. Ce type de condensateur permet l'utilisation de tensions relativement élevées, des courants de décharge conséquents et tolère des inversions de tensions. Un autre aspect intéressant de l'utilisation du polypropylène métallisé est sa propriété d'autocicatrisation qui augmente la durée de vie des condensateurs. Le courant maximal au moment de la décharge est donné par la relation (I.4).

$$I_{Max} = \frac{U_{Max}}{L\omega_0\sqrt{\xi^2 - 1}} \quad (\text{I.4})$$

Ce courant dépend de la pseudo-fréquence  $\omega_0$  et du coefficient d'amortissement  $\xi$  du système. Ces deux paramètres dépendent à leur tour des paramètres électriques du système tel que le présentent les relations (I.5) et (I.6). R et L sont les valeurs respectives de la résistance et de l'inductance globale du système et C la capacité du montage.

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} \quad (\text{I.5})$$

$$\xi = \frac{R}{2} \sqrt{\frac{L}{C}} \quad (\text{I.6})$$

Le courant est également dépendant de l'inductance globale du système qui inclut l'inductance de la charge, l'inductance parasite liée aux connecteurs utilisés, mais aussi à l'inductance série des condensateurs. Dans le cas des générateurs d'impulsion de courant, il est préférable que ces valeurs d'inductances parasites soient minimisées. Les courants mis en œuvre dans ces différents dispositifs sont souvent suffisamment élevés, de l'ordre de plusieurs dizaines voire de centaines de kA, pour exclure l'utilisation d'un unique condensateur. En effet la résistance série et l'inductance série du condensateur vont être un problème concernant les performances du condensateur. D'une part, il y a aura un risque d'échauffement au niveau du condensateur lié à la résistance interne et d'autre part une limitation sur la montée en courant, ayant une conséquence directe sur le dispositif. Un autre aspect négatif de l'utilisation d'un unique condensateur est la sollicitation importante qui aura lieu au niveau du diélectrique due aux inversions de tensions successives lors de la décharge et au courant important. Pour réduire ces contraintes électriques appliquées au système de stockage, une association de condensateurs sera privilégiée. Les associations les plus courantes pour les générations de forts courants sont les associations en parallèle de condensateurs pour former un banc de condensateurs. Ainsi, la capacité globale du banc est augmentée, les courants sont répartis sur tous les condensateurs réduisant les sollicitations sur le composant. L'association en parallèle de condensateurs permet également de réduire l'inductance et la résistance parasites par la parallélisation de ces éléments.

#### 4.1.2 Stockage inductif

Une autre possibilité de stockage d'énergie est le stockage inductif ou stockage magnétique. Un courant passe au travers d'une inductance et accumule de l'énergie sous forme d'énergie magnétique. Cette énergie est ensuite libérée via un système d'interrupteurs à fermeture et à ouverture. La Figure I.24 illustre le principe du stockage inductif dans le cas d'une utilisation d'une seule inductance [46]. Dans un premier temps, une source d'énergie de faible puissance permet à l'inductance d'accumuler de l'énergie. Lorsque l'énergie stockée est à son maximum, un interrupteur à ouverture s'active et au même instant un interrupteur à fermeture se ferme. L'énergie ainsi stockée dans l'inductance est alors déchargée dans la charge.

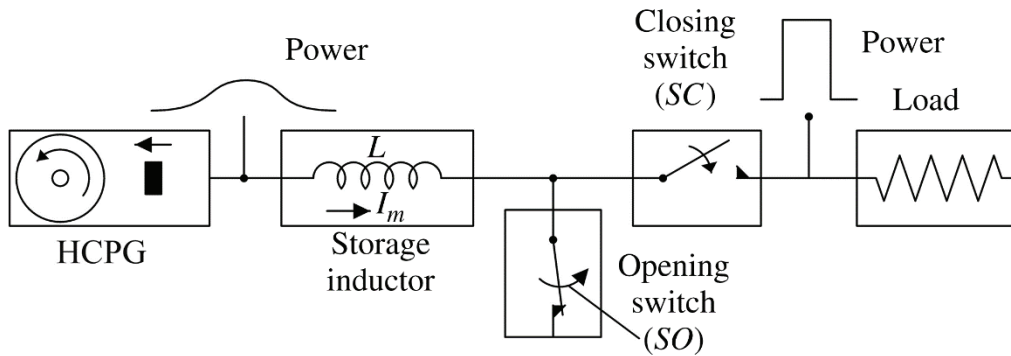


Figure I.24 — Principe du stockage inductif [46].

L'énergie accumulée par le stockage inductif est liée à la formule (I.7). Plus le courant employé pour charger le système et plus la valeur de l'inductance sont grands, plus l'énergie stockée sera importante et accumulée rapidement.

$$E_i = \frac{1}{2}LI^2 \quad (\text{I.7})$$

Dans les travaux de Dedié et al. [48], un système de stockage inductif a été développé pour alimenter un prototype de canon électromagnétique pour des applications militaires. Le système de stockage est composé de 20 étages composés d'une inductance de stockage (Figure I.25). Chacun de ces étages est monté en série durant la phase de charge. Lorsque le courant atteint un maximum, des interrupteurs à ouverture sont activés tandis qu'en simultanément d'autres interrupteurs à fermeture sont également activés. Ces interrupteurs sont généralement des composants à base de semi-conducteur. Dans cette configuration, tous les étages qui étaient montés en série lors de la charge se retrouvent montés en parallèle. Le courant délivré dans la charge est alors la somme des courants circulant dans les inductances de stockage pendant la phase de charge (Figure I.26).

Ce type de dispositif implique l'utilisation d'un nombre important de composants de puissance comme des diodes et des thyristors. Ces équipements nécessitent une synchronisation parfaite pour garantir le bon fonctionnement de ce dispositif en particulier dans une utilisation avec de nombreux étages. De plus, les composants utilisés peuvent se révéler relativement coûteux en particulier pour des références en mesure de tolérer des courants importants et des tensions non négligeables. Ceci limite encore leur utilisation malgré une densité d'énergie bien supérieure à des systèmes de stockages plus classiques.

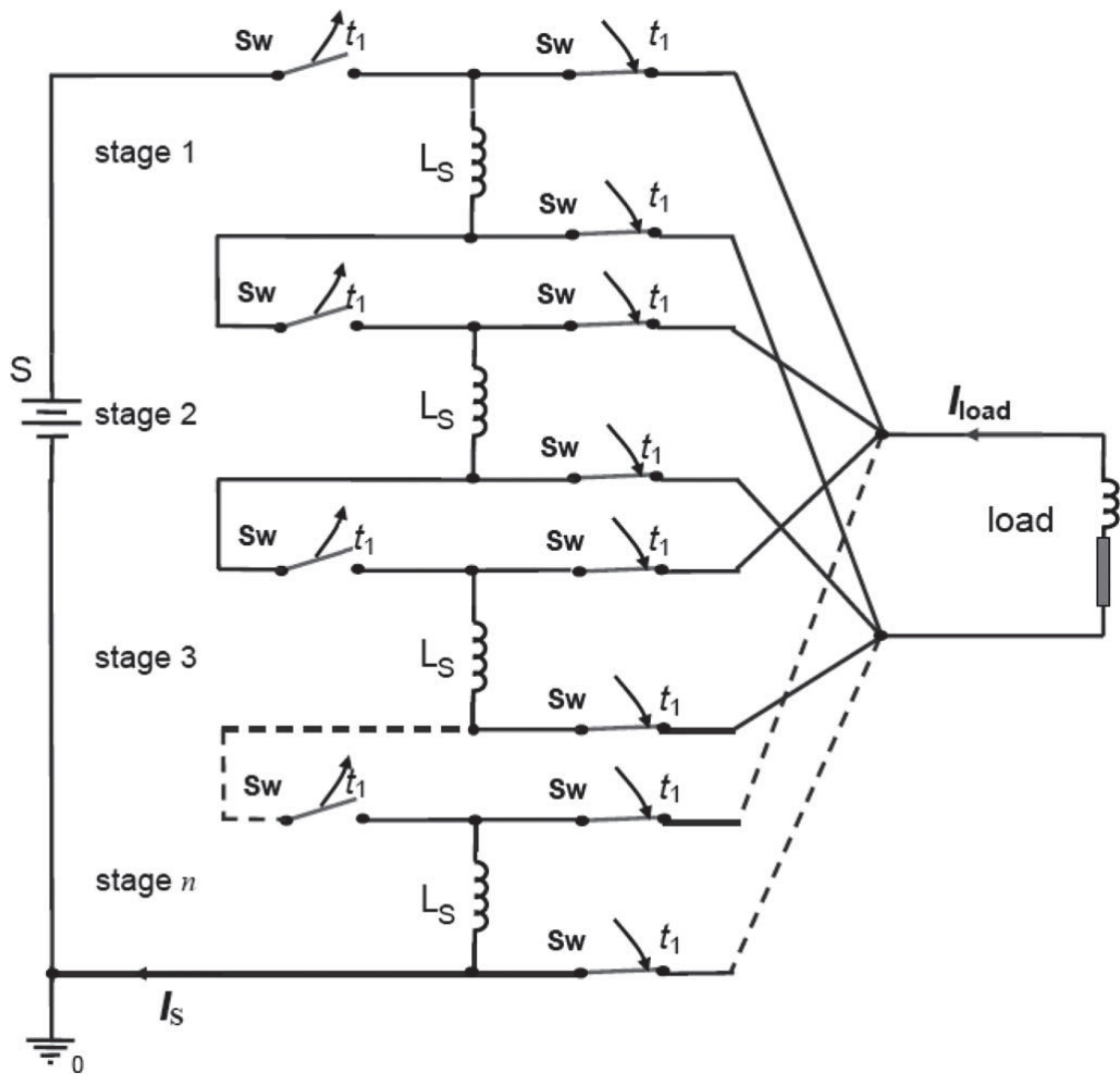


Figure I.25 — Schéma simplifié d'un système de stockage inductif (XRAM) pour un prototype de canon électromagnétique [48].

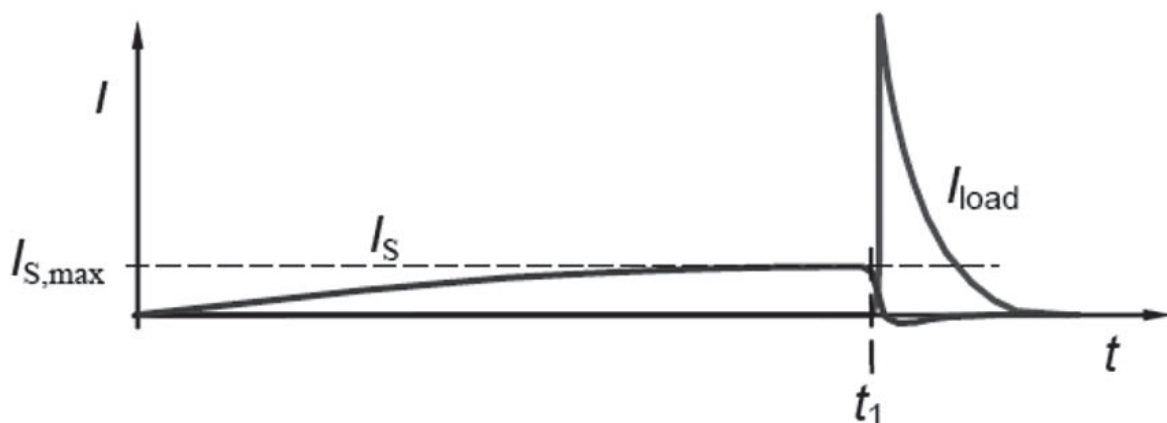


Figure I.26 — Courant de charge dans les inductances  $I_S$  et courant dans la charge  $I_{load}$  lors d'un cycle de fonctionnement [48].

### 4.1.3 Synthèse

Le stockage capacitif est une solution de stockage appliquée dans de nombreuses applications de génération d'impulsions de courant. Les gammes de capacité et tension permettent de répondre aux besoins des nombreuses applications comme le formage par impulsion électromagnétique [41], [45]. De plus l'association en parallèle et/ou en série de ces condensateurs permet de solutionner les problèmes d'inductance parasite ou de réduire les sollicitations électriques vues par chaque condensateur. Il sera possible de dimensionner un ensemble de condensateurs pouvant correspondre au besoin de la mise en compression par impulsion électromagnétique.

La solution de stockage inductif semble particulièrement intéressante étant donné que la densité d'énergie est plus grande que le stockage capacitif ce qui permettra d'avoir un dispositif plus compact. Ce type de procédé plus novateur est encore en cours de développement pour de nombreuses applications [42], [48] et implique l'utilisation d'un grand nombre d'interrupteurs à ouverture et fermeture. Ceci entraîne des contraintes sur la synchronisation des différents interrupteurs qui ont une grande influence sur les performances du système.

Il sera plus judicieux de choisir un système de stockage facile à mettre en œuvre en particulier dans le développement d'un nouveau procédé de mise en compression. Le système de stockage capacitif sera donc privilégié dans le développement du dispositif de mise en compression par impulsion électromagnétique.

## 4.2 Interrupteurs à fermeture

Dans le fonctionnement d'un générateur d'impulsions, les interrupteurs jouent un rôle de premier rang. Le choix de la technologie de ces interrupteurs détermine souvent les performances du système. Il existe deux grandes familles d'interrupteurs, la première étant les interrupteurs à fermeture et la seconde les interrupteurs à ouverture. Cette partie traitera des interrupteurs à fermeture du fait de l'utilisation envisagée d'un système à stockage capacitif.

Pour une application donnée, la technologie d'interrupteur va dépendre d'un certain nombre de critères techniques. Concernant les applications telles que la mise en compression par impulsion électromagnétique, le courant maximum ainsi que la pseudo-fréquence, en d'autres termes la vitesse de montée en courant, sont des critères de premier rang. Dans le développement d'un prototype, des critères comme le délai de recouvrement, qui correspond au temps entre chaque amorçage et au temps d'amorçage, seront des critères secondaires dans le choix de la technologie d'interrupteur.

Dans cette section, plusieurs solutions d'interrupteurs vont être décrites comme les éclateurs (ou *spark gap*) ainsi que quelques variantes comme les éclateurs commandés (ou *triggered spark gap*). Les interrupteurs à base de semiconducteurs qui font leur apparition dans de plus en plus de types de générateur d'impulsions [49]–[52] seront présentés.

### 4.2.1 Éclateurs

Un éclateur est un dispositif relativement simple dans sa construction. Il est composé de deux électrodes conductrices séparées d'une certaine distance par un diélectrique. Usuellement ce diélectrique est un gaz, mais ce choix reste relatif aux applications et il est possible de rencontrer des diélectriques liquides voire solides. La distance entre les électrodes  $d$  définit la tension d'amorçage de l'arc électrique  $V_{am}$ . Tant que la tension appliquée au niveau des deux électrodes ne dépasse pas cette tension d'amorçage, l'interrupteur reste ouvert et aucun courant ne traverse l'interrupteur. Lorsque la tension appliquée est supérieure à  $V_{am}$ , un arc électrique se forme dans

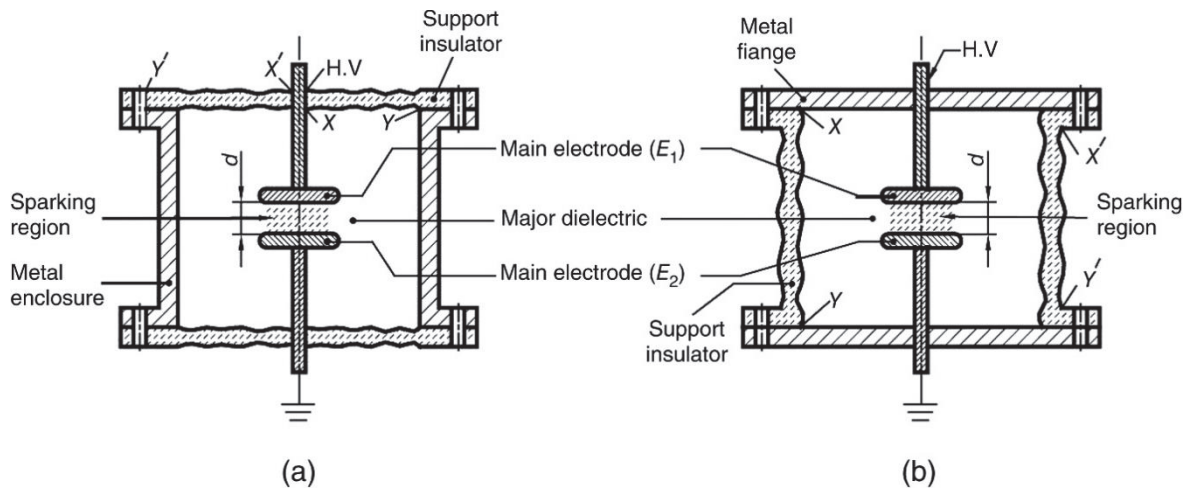


Figure I.27 — Configurations potentielles pour un éclateur. (a) Éclateur avec des supports latéraux isolants. (b) Éclateurs avec des supports conducteurs [47].

le diélectrique dans la région entre les deux électrodes et l'éclateur est déclenché, laissant ainsi passer le courant. Ce courant est essentiellement limité par le circuit électrique et permet d'auto-entretenir l'arc électrique qui maintient l'interrupteur fermé. Ce type d'éclateur est usuellement appelé éclateur à amorçage spontané. Il existe deux grandes configurations pour la structure externe de l'éclateur. Comme représenté sur la Figure I.27, la configuration (a) présente un éclateur où la partie qui supporte les électrodes est dans un matériau isolant tandis que la configuration (b) met en œuvre des supports métalliques.

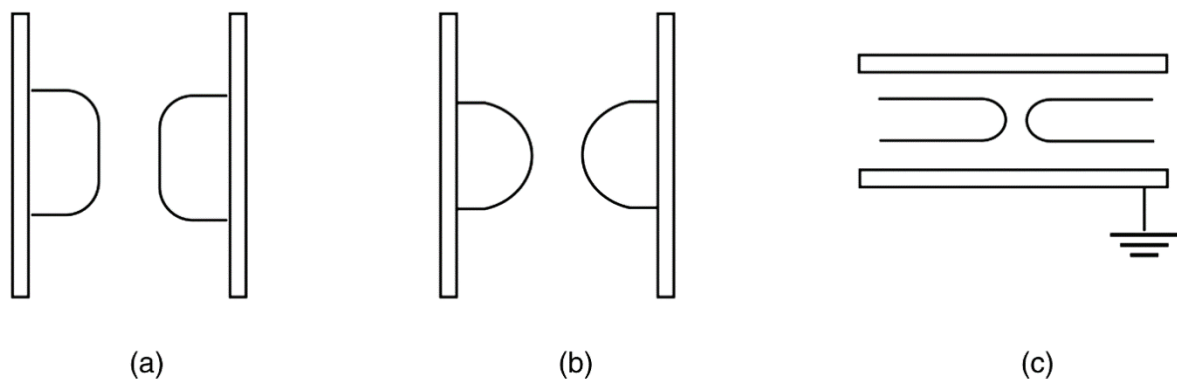


Figure I.28 — Géométrie d'électrodes les plus répandues dans les éclateurs. (a) géométrie pour obtenir un champ électrostatique uniforme (b) géométrie hémisphérique pour avoir un champ divergent et (c) géométrie hémisphérique contenue dans un cylindre métallique [46].



Il existe un grand nombre de géométries possibles pour la configuration des électrodes d'un éclateur. Ces électrodes peuvent être de géométrie identique, l'éclateur est dit symétrique, mais il existe des éclateurs où la géométrie des deux électrodes n'est pas identique. Dans la littérature une grande variété de géométrie peut être trouvée [53]–[55]. Ces différences peuvent être justifiées par les caractéristiques électriques de l'éclateur telles que les gammes de courant et la tension d'amorçage. En général, la forme de ces électrodes est optimisée pour obtenir un champ électrostatique uniforme. La Figure I.28a présente un éclateur avec des électrodes cylindriques ayant un congé suffisamment grand pour ne pas avoir un champ électrique plus intense au niveau des congés que dans la zone entre les électrodes. La formation de l'arc électrique sera favorisée au niveau des surfaces plates des électrodes. Le type hémisphérique comme présenté en Figure I.28b et Figure I.28c est régulièrement rencontré. La répartition du champ électrique est faite de telle sorte que l'arc électrique se formera entre les deux sommets des hémisphères. La configuration de la Figure I.28c semble minimiser l'impédance parasite de l'éclateur contrairement à des configurations ouvertes comme les Figure I.28a et Figure I.28b qui peuvent avoir une capacité parasite plus élevée. Ce défaut est lié à la position relative des conducteurs dans l'éclateur.

L'auto-amorçage d'un éclateur est directement lié à la tension qui est appliquée à ses bornes. Le temps de montée de la tension aux bornes d'un éclateur a également une grande influence sur la tension à laquelle un arc électrique va se former et l'éclateur se fermer. Donaldson et al. [56] ont réalisé une série de mesures pour plusieurs temps de montée en tension afin d'en retirer la probabilité de densité d'auto-amorçage d'un éclateur. Pour des vitesses de charge relativement faibles, de l'ordre de 3 kV/s, la probabilité de formation d'un arc est bien localisée tandis que pour des vitesses de charge plus élevée, de l'ordre de 30 kV/s, cette probabilité est beaucoup plus étendue (Figure I.29a). Pour des montées en tension plus élevée, l'amorçage d'un éclateur est donc plus aléatoire que pour une montée plus progressive. Dans cette même étude, Donaldson et al [56] ont montré l'influence de la pression du gaz sur le fonctionnement d'un éclateur. Pour une même distance inter électrodes, l'augmentation de la pression permet d'augmenter la tension d'auto-amorçage, mais avec une probabilité d'amorçage pour une large plage de tensions (Figure I.29).

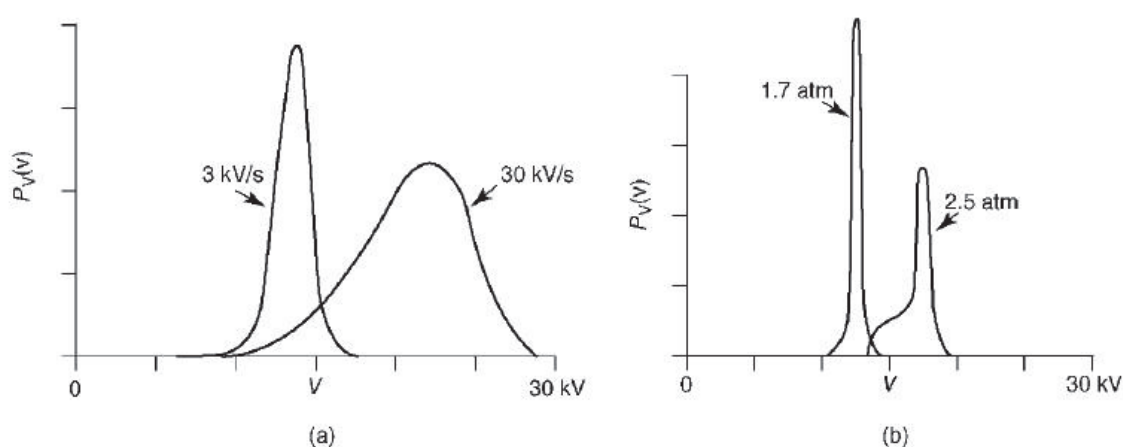


Figure I.29 — Influence de la montée en tension (a) et de la pression (b) sur le fonctionnement d'un éclateur [56].

Un phénomène inhérent à l'utilisation d'un éclateur avec une formation d'un arc électrique est l'érosion des électrodes au fur et mesure de l'utilisation de l'éclateur. Lors de la formation d'un arc électrique entre les deux électrodes, un plasma haute température se forme et le métal des électrodes peut entrer en fusion. De plus il est possible qu'une migration de la matière depuis une électrode sur l'autre soit observée en fonction de l'orientation du courant. Ces cratères dégradent la surface des électrodes et ont un impact direct sur la répartition du champ électrique entre les électrodes (Figure I.30 et Figure I.31). Cette rugosité ajoutée par les arcs électriques peut réduire la tension d'amorçage de l'éclateur par effet de pointe et focaliser la formation d'arcs en un point précis. De plus, ces cratères augmentent l'aspect aléatoire de la décharge déjà problématique dans un éclateur. Des études sur les mécanismes d'érosion des électrodes et sur les conséquences sur le fonctionnement des éclateurs ont été entreprises par Donaldson et al. [56]–[58], elles-mêmes basées sur les travaux de Belkin [59]–[61]. Bien que ces études aient apporté beaucoup d'informations sur ces paramètres d'influences, la compréhension complète de ces mécanismes reste encore une difficulté.

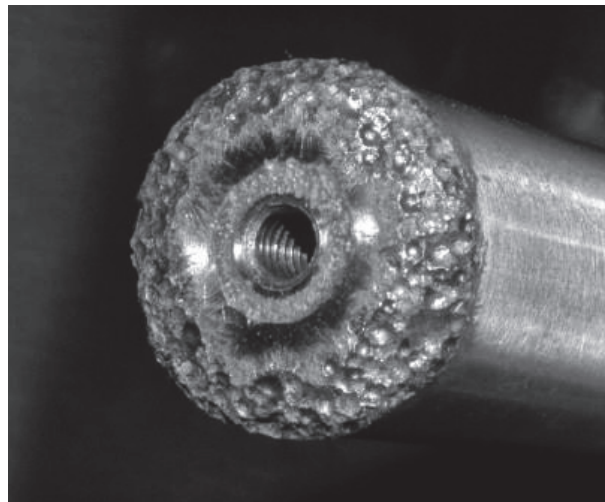


Figure I.30 — Érosion constatée sur une électrode ayant subi une centaine de tirs [46].



Figure I.31 — Anode d'un éclateur après plusieurs essais [62].

### 4.2.2 Éclateurs commandés

Un des dérivés des éclateurs à amorçage spontané est l'éclateur commandé. Ce type d'interrupteur permet de commander l'amorçage de l'arc électrique, ce qui améliore considérablement l'écart à l'amorçage observé dans le fonctionnement d'un éclateur spontané. La réduction de cette incertitude permet d'améliorer le fonctionnement et l'efficacité d'un dispositif en particulier pour obtenir des décharges régulières. Le système de déclenchement le plus répandu reste le système de déclenchement électrique, mais les systèmes utilisant un déclenchement à l'aide d'un laser sont également courants. Toutefois, d'autres solutions existent comme l'utilisation d'un faisceau d'électrons, d'un champ magnétique, d'un flash à rayon X ou bien par injection de gaz. Burkes et al. [63] ont réalisé une revue sur les interrupteurs utilisés dans les fortes puissances. Dans cette section, l'accent sera orienté sur la technologie la plus employée qu'est le déclenchement électrique.

Parmi les nombreuses solutions d'agencement des électrodes principales (ou de puissance) et de déclenchement, celle du trigatron est la plus commune (Figure I.32). Cette configuration a été décrite pour la première fois par Craggs et al. [64] et par Wilkinson et al. [65]. Elle est toujours très populaire au vu de sa simplicité de fonctionnement et de la grande possibilité de gamme de tension. Un trigatron reprend la géométrie d'un éclateur avec un champ uniforme (Figure I.28a), mais avec une électrode de déclenchement intégrée au centre d'une des deux électrodes principales (Figure I.32). Cette électrode d'amorçage est usuellement localisée dans l'électrode reliée à la charge. Elle est isolée de l'électrode dans laquelle elle est intégrée avec un isolant. L'ensemble électrode d'amorçage et électrode adjacente forment un éclateur dont le déclenchement est fait par l'application d'une impulsion haute tension suffisante pour amorcer un arc électrique. Cet arc réduit virtuellement la distance d'amorçage entre les deux électrodes principales et permet le déclenchement du trigatron.

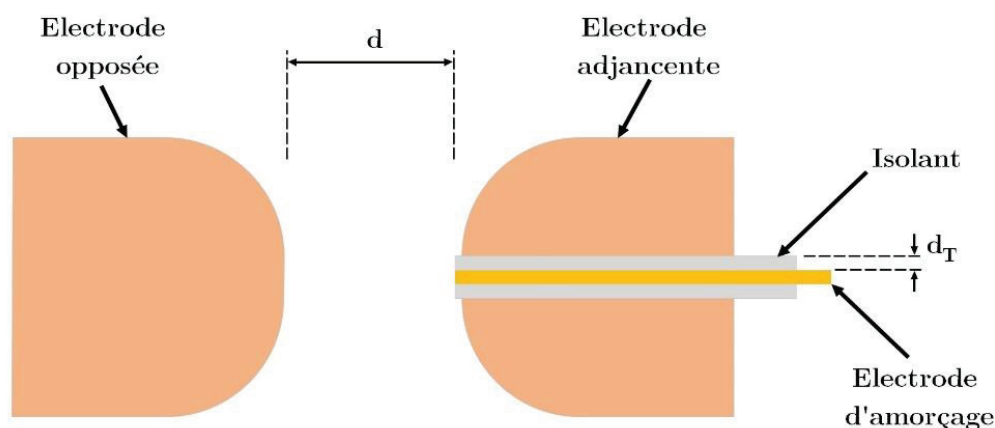


Figure I.32 — Schéma de la structure basique d'un trigatron avec l'électrode d'amorçage dans une des électrodes principales [46].

Il existe différentes configurations pour les tensions appliquées sur les électrodes du trigatron. Quand les tensions entre l'électrode opposée et l'électrode d'amorçage sont identiques, le trigatron est qualifié d'homopolaire et d'hétéropolaire dans le cas où ces tensions sont de polarités opposées.

Les études menées par MacGregor et al. [66] et Husbands et al. [67] ont montré que les trigatrons hétéropolaires ont de meilleures performances que les trigatrons homopolaires. En effet, pour une électrode opposée avec une tension positive l'application d'une tension négative sur l'électrode d'amorçage favorise la vitesse de formation de l'arc électrique grâce à un champ électrique plus grand que dans le cas homopolaire.

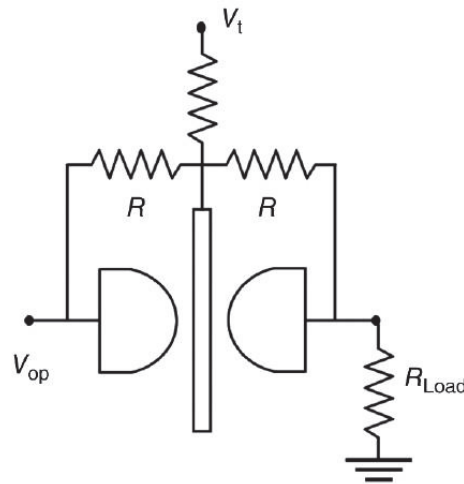


Figure I.33 — Éclateur commandé avec trois électrodes à champs uniformes [46].

Une autre configuration possible pour les éclateurs commandés par une impulsion électrique est l'utilisation d'une électrode située dans la zone entre les deux électrodes principales. Ces électrodes d'amorçage disposent d'une géométrie qui peut conserver un champ électrique uniforme (Figure I.33) ou bien favoriser la concentration des lignes de champs électriques avec une arête ou une pointe (Figure I.34). Dans les deux configurations, l'électrode d'amorçage peut être située à n'importe quel niveau des deux électrodes principales. Cependant cette électrode doit être équilibrée à un potentiel de tension pour éviter l'auto-amorçage de l'éclateur. Ceci est réalisé à l'aide d'un ensemble de résistances comme l'illustre la Figure I.33. Les rapports des tensions relatives entre les électrodes doivent respecter les rapports de distance entre les électrodes pour garantir l'équilibre de l'interrupteur. Le principe de fonctionnement reste le même que pour un trigatron, une impulsion de tension est envoyée sur l'électrode d'amorçage déformant localement le champ électrique entre les électrodes permettant la création d'un arc électrique.

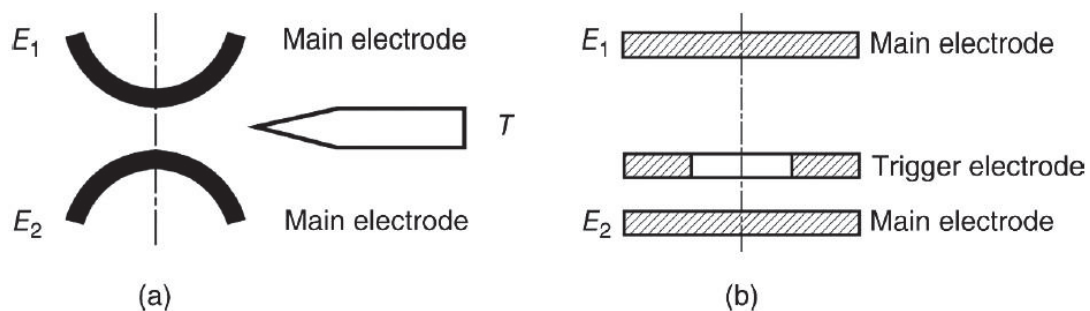


Figure I.34 — Éclateurs commandés à distorsion de champ électrique. (a) configuration avec une électrode d'amorçage en pointe et (b) configuration avec une électrode annulaire [46].

Un autre aspect intéressant des éclateurs commandés est la possibilité d'obtenir une variation de la tension d'amorçage (Figure I.35). De par leur conception similaire aux éclateurs spontanés, les éclateurs commandés disposent également d'une tension d'amorçage spontanée. En principe ils fonctionnent en dessous de cette tension d'auto-amorçage pour garantir un fonctionnement commandé. Cependant en dessous d'une certaine valeur de tension, le système de déclenchement ne sera plus en mesure de garantir l'amorçage de l'éclateur. Il est possible de définir un intervalle d'amorçage de l'éclateur compris entre la tension minimum de fonctionnement  $V_{Min}$  et la tension d'auto-amorçage  $V_{am}$ . Sur cet intervalle, il existe une tension de fonctionnement optimale de l'éclateur  $V_{op}$ . Cette tension est représentée sur la Figure I.35 par la ligne CC tout comme l'intervalle  $[V_{Min} - V_{am}]$  représenté par les lignes AA et BB. Cette tension optimale de fonctionnement est en générale comprise entre 70 et 85 % de la tension  $V_{am}$ . Beverly et Campbell [68] ont établi une expression (1.7) permettant d'évaluer la valeur de  $V_{op}$ . (I.8)

$$V_{op} \approx 0.6 V_{am} + 0.2 V_{Min} \quad (\text{I.8})$$

De par cette relation et la nature du diélectrique employée dans l'éclateur, il est possible de définir les distances relatives entre les différentes électrodes.

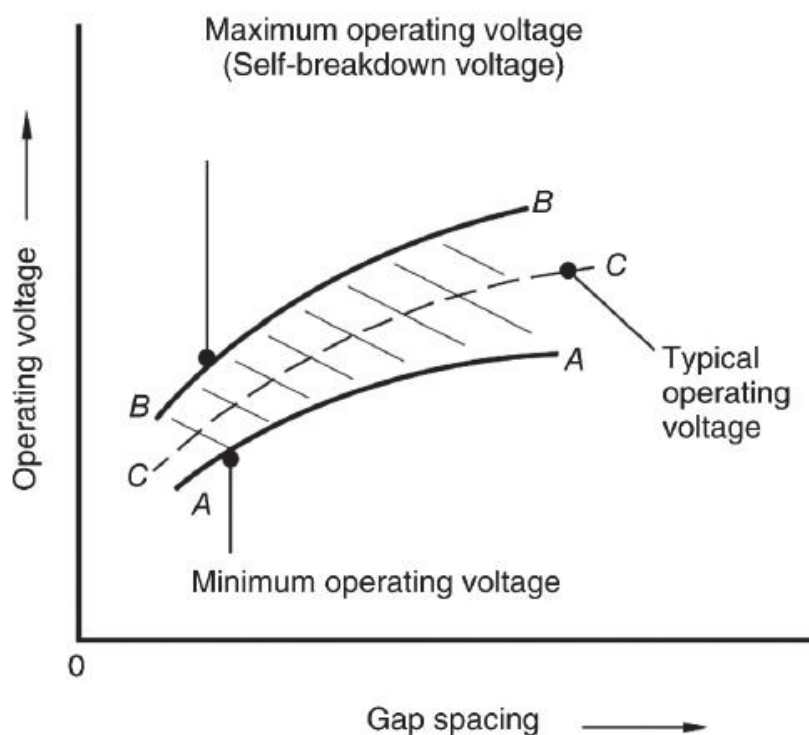


Figure I.35 — Intervalle de tension de commutation d'un éclateur commandé pour une pression donnée [46].

### 4.2.3 Composants à semiconducteurs

Dans le cas des interrupteurs type éclateur, un seul interrupteur est en mesure de tenir des tensions de plusieurs kV, de permettre des courants pouvant atteindre le MA et avec une montée en courant ou di/dt de plusieurs kA/ $\mu$ s. Pour les interrupteurs à base de silicium ou *solid-state switch*, un nombre important d'interrupteurs ayant des caractéristiques relativement faibles en

termes de tenue en tension et en courant sont associés en série et en parallèle pour donner un ensemble performant. De plus ce type d'interrupteurs possède en général une durée de vie largement supérieure à celle des interrupteurs plus classiques comme les éclateurs. De tels assemblages peuvent former des interrupteurs ayant des caractéristiques similaires voir supérieures à des éclateurs ou autres interrupteurs haute puissance [49]–[52].

Ayant un grand potentiel, cette solution pour les interrupteurs a déjà fait ses preuves dans des applications hautes puissances comme les lasers pulsés, les convertisseurs hautes fréquences, les générateurs de formage magnétique. Le choix d'une technologie de semiconducteur va dépendre de plusieurs paramètres comme :

- La résistance série qui va donner les pertes à l'état passant de l'interrupteur ;
- L'énergie accumulée qui a une conséquence sur le temps de passage de l'état fermé et de l'état ouvert ;
- La capacité parasite de l'ensemble qui peut engendrer des retards de commutations ;
- Les interactions électrothermiques qui peuvent avoir un impact sur le fonctionnement de l'interrupteur lorsqu'il subit une élévation de température ;
- La tenue en tension qui si elle est dépassée entraîne la destruction de l'interrupteur.

Les thyristors sont couramment utilisés pour des applications de fortes puissances sous haute tension comme les lignes *High Voltage Direct Current* ou *HVDC*. Des modules commerciaux sont déjà disponibles, mais ne sont pas adaptés pour la génération d'impulsions de courant. Il existe des modules développés par les sociétés ABB [69] capables de tenir des montées en courant de 20 kA/ $\mu$ s et un courant maximum de 150 kA. Cependant la tenue en tension de ces modules n'excède pas les 4,5 kV. Ces composants sont constitués de large disque de silicium, ce qui permet la circulation de forts courants. Ce type de composants peut être associé en parallèle et en série [70] pour obtenir des caractéristiques plus adaptées. C'est dans cette optique que la société Behlke [71] a constitué des modules de puissance à base de thyristors ayant des vitesses de montée en courant bien supérieures (de l'ordre de 40 kA/ $\mu$ s) et des tensions pouvant atteindre les 200 kV. En principe ces composants sont livrés avec un système de commande intégré qui synchronise l'amorçage des tous les thyristors du module.

Il est également possible de trouver dans le commerce des modules associant plusieurs IGBT ou *Insulated Gate Bipolaire Transistor* en série ou parallèle pour accomplir des tenues en tension et des courants importants. La Figure I.36 illustre un module d'IGBT avec une tenue en tension de 10 kV et avec un courant nominal de 1 kA.

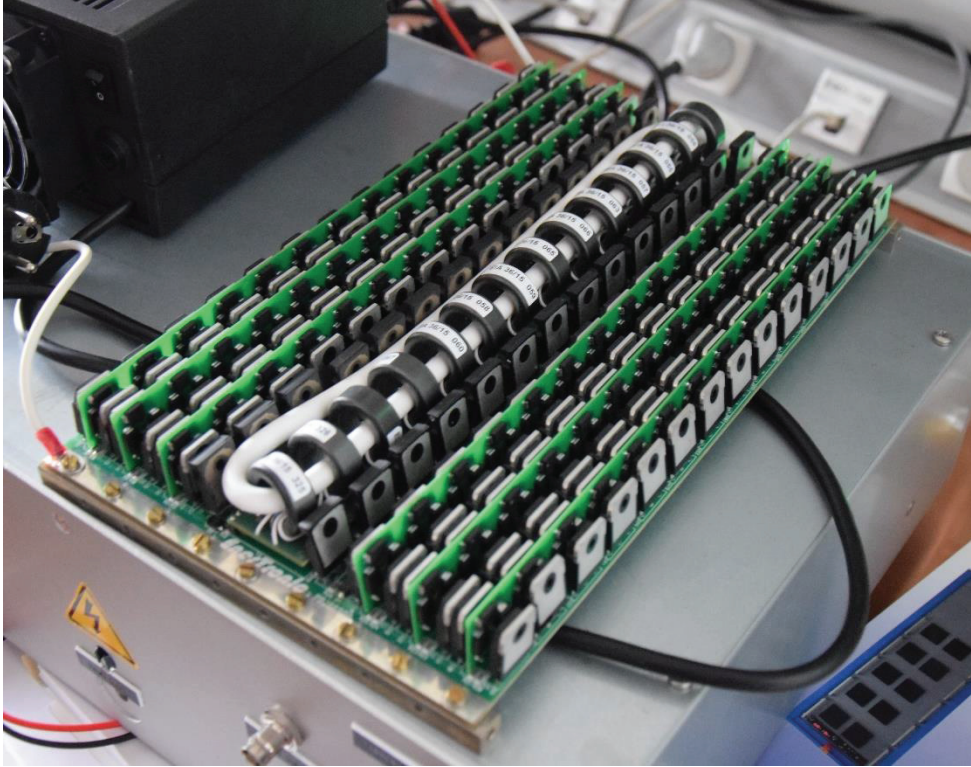


Figure I.36 — *Solid-state switch* constitué de plusieurs IGBT et MOSFET d'un banc d'essai développé au laboratoire Ampère.

#### 4.2.4 Synthèse

Les éclateurs à amorçage spontané disposent de caractéristiques électriques liées à la géométrie des électrodes. Elles laissent une grande flexibilité sur les caractéristiques de tension d'amorçage et de courant, mais aussi en termes d'impédance parasite qui est liée à l'écartement des électrodes et à la dimension de l'arc électrique. Cependant, les électrodes sont érodées par la formation de ces arcs conduisant à des irrégularités dans les tensions d'amorçages. Un autre problème concernant la tension d'amorçage est qu'elle est sensible à la montée en tension aux bornes de l'éclateur.

L'ajout d'une troisième électrode dans la structure d'un éclateur permet de rendre pilotable l'amorçage via une impulsion électrique. Ainsi, un des défauts de l'éclateur spontané est éliminé, mais un système de déclenchement externe est ajouté au système. Une autre caractéristique intéressante de l'éclateur commandé est la possibilité d'avoir une variation de la tension de déclenchement. Il sera possible de moduler la puissance du générateur d'impulsion.

Les solutions à base de semiconducteurs présentent des avantages pouvant clairement surpasser les interrupteurs plus classiques, mais leur coût unitaire élevé rend leur utilisation peu judicieuse en particulier lors du développement d'un prototype. Cependant pour aller vers une application industrielle de la mise en compression par impulsion électromagnétique ces composants peuvent être particulièrement intéressants notamment pour leur durée de vie élevée.

Dans l'optique du développement d'un prototype de mise en compression par impulsion électromagnétique, l'éclateur paraît être un bon candidat. La distance entre les deux électrodes principales peut permettre un ajustement de la tension d'amorçage ce qui, in fine, peut permettre de moduler la puissance délivrée dans l'inducteur. Étant donné que sa structure est très proche de la structure d'un éclateur à amorçage spontané, il sera possible de faire facilement évoluer l'interrupteur en éclateur commandé par ajout d'une troisième électrode dans une électrode principale ou bien entre les électrodes principales.

### 4.3 Géométrie d'inducteurs

Le principe de fonctionnement de la mise en compression de surface par impulsion électromagnétique est similaire au principe de formage électromagnétique. Les inducteurs utilisés pour l'EMF peuvent éventuellement servir de point de départ dans le développement d'inducteurs pour l'EMP.

La forme de la pièce dans son état initial et final dans l'EMF induit l'utilisation de différentes géométries d'inducteurs. Si la pièce métallique est un cylindre, en principe l'inducteur utilisé sera également de forme cylindrique (Figure I.37a et Figure I.37b). Pour la mise en forme d'une tôle, un inducteur de type spiral pourra être utilisé comme présenté sur la Figure I.37c. Les inducteurs « spiral » sont relativement simples à mettre en œuvre, mais la pression magnétique générée n'est pas uniforme. La pression magnétique exercée par l'inducteur est liée à la valeur de champ magnétique sous l'inducteur. Comme le champ magnétique au centre d'un inducteur de type spiral est nul, la pression l'est également. Avec cette configuration, la répartition de pression magnétique présente un creux au centre de l'inducteur.

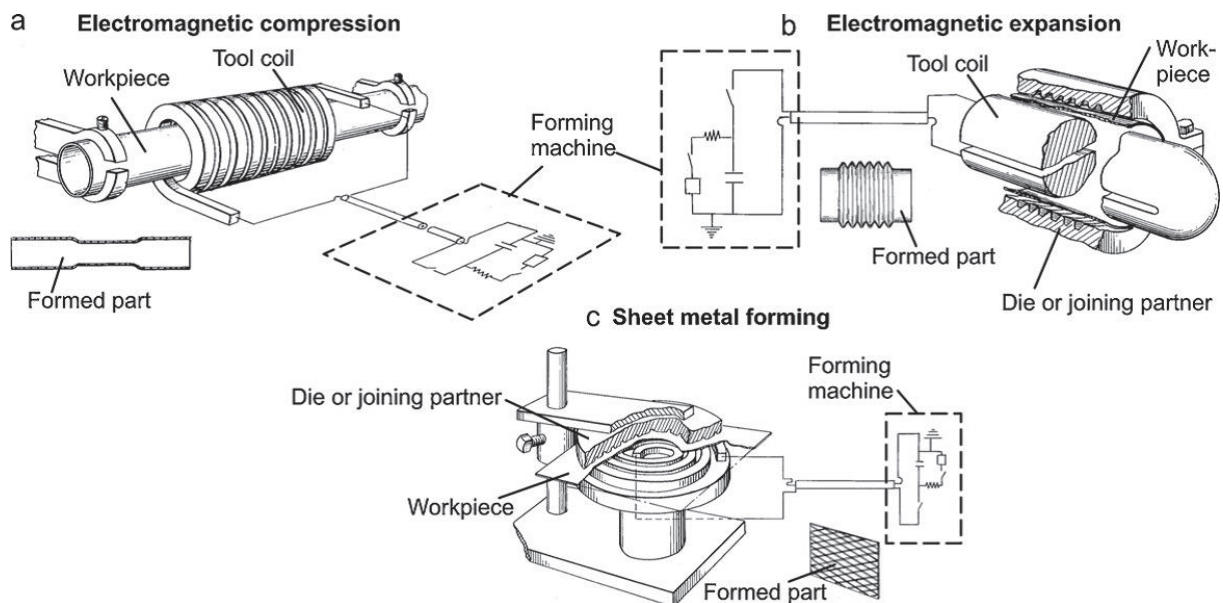


Figure I.37 — Schéma de différents types de formage électromagnétique avec la position relative des inducteurs par rapport à la pièce [39].



Afin de garantir une pression magnétique uniforme au niveau de la tôle, Kamal [72] et Thibaudeau [73] ont étudié et développé des inducteurs spécifiques dont la structure est présentée en Figure I.38.

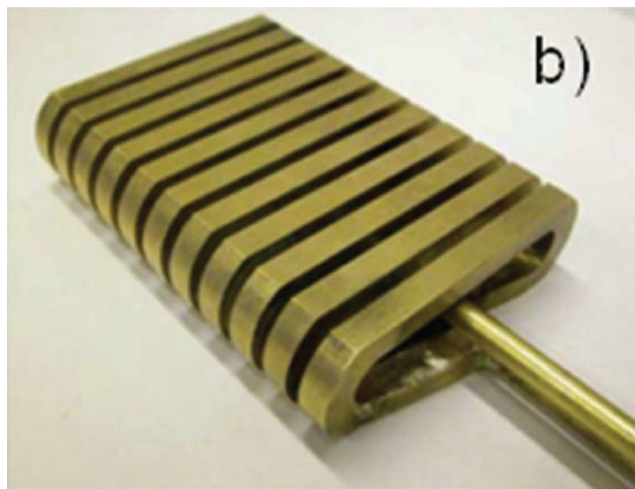


Figure I.38 — Inducteur permettant de former un champ de pression magnétique uniforme [72].

Dans le cas du développement d'un prototype de l'EMP, il sera préférable de corrélérer les résultats théoriques et expérimentaux. Il a été décidé d'adopter une géométrie de type spiral pour l'inducteur. En effet cette géométrie reste similaire à l'inducteur utilisé dans le modèle développé par Sonde [2] et simple de fabrication.

## 5 Synthèse

Les procédés conventionnels comme le grenailage de précontraintes peuvent permettre, lorsqu'ils sont correctement appliqués, d'améliorer la durée de vie de pièces mécaniques. Les contraintes résiduelles de compression induites dans le matériau prévient la formation de fissures et leurs propagations. Dans le cas du grenailage de précontrainte, les dimensions et la vitesse de la grenaille donnent le niveau et la profondeur de contraintes de compression. Plus les dimensions et la vitesse de la grenaille sont grandes, plus les contraintes résiduelles seront importantes et profondes (Figure I.4). Toutefois l'impact des grenailles en surface dégrade l'état de surface de la pièce, ce qui peut altérer son fonctionnement dans le cas d'une hélice turbine par exemple. De plus l'augmentation de la rugosité augmente considérablement la probabilité d'apparition de fissures en surface. Des études ont montré [35] qu'il est préférable d'avoir un niveau de contraintes de compression faible avec bon état de surface que le cas inverse.

D'autres procédés plus exotiques mettant en œuvre l'utilisation de jet d'eau haute pression ou de choc laser ont permis d'améliorer les problématiques des procédés conventionnels. Il a été montré avec les travaux de Odhiambo et Soyama [35] qu'il est possible d'obtenir une mise en contrainte de matériau avec l'utilisation de jet d'eau et d'obtenir un meilleur état de surface que le grenailage. Cependant les niveaux de contraintes sont bien plus faibles. Le traitement de surface par choc laser a permis de faire un compromis entre niveau de contrainte important et bon état de surface. Comme ce procédé utilise l'onde de choc générée par la formation et le confinement d'un plasma en surface du matériau, il est impératif de recouvrir de la pièce à traiter

d'un revêtement thermoprotecteur. Cette contrainte ajoutée à des sources lasers relativement coûteuses rendent ce procédé réservé à des applications de haute technologie.

Pour aller au-delà des limitations des procédés de mise en compression actuels, une nouvelle technologie de mise en contrainte est en cours de développement. Cette solution est basée sur l'application d'impulsion électromagnétique pour induire des contraintes résiduelles de compressions. Une impulsion de courant est générée dans un inducteur situé au-dessus d'une pièce métallique pour donner une impulsion électromagnétique. Des courants de Foucault sont ensuite induits dans la pièce à traiter et des forces de Laplace sont créées. Si ces forces sont suffisamment élevées et rapides, des contraintes résiduelles de compression peuvent être introduites. La modélisation de ce procédé réalisée par E. Sonde [2], [3] a permis d'aboutir au cahier des charges pour la conception et la réalisation d'un prototype de mise en compression par impulsion électromagnétique (ou EMP).

Pour développer ce prototype, les différentes technologies de stockages, d'interrupteurs et d'inducteur ont été passées en revue. Ainsi la structure préliminaire du générateur d'impulsion électromagnétique a pu être établie et est illustrée dans la Figure I.39.

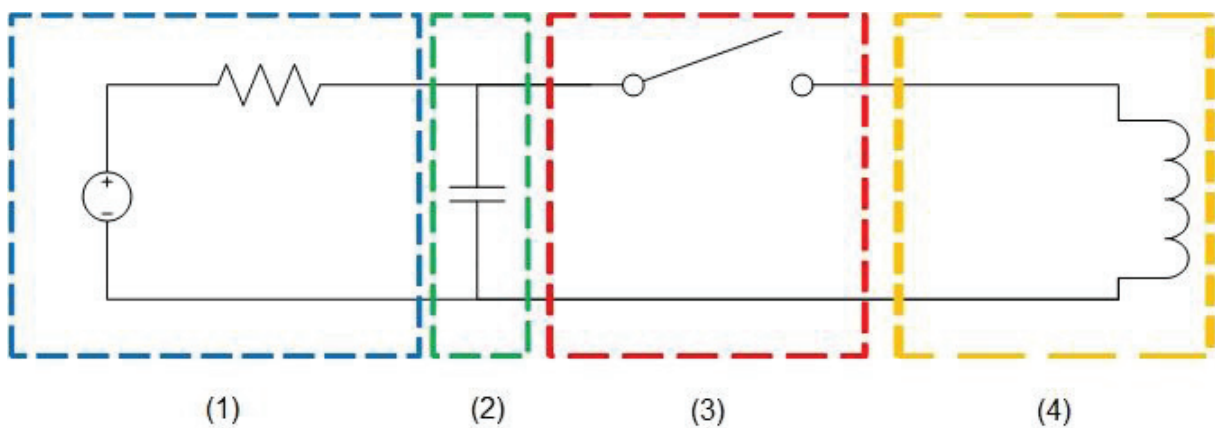


Figure I.39 — Structure de principe du générateur EMP. (1) source d'alimentation électrique, (2) stockage capacitif, (3) éclateur à amorçage spontané et (4) inducteur.

Le prototype sera constitué d'une source d'alimentation haute tension permettant de charger un banc de condensateurs. Ce dernier doit être dimensionné en fonction des paramètres électriques du montage et ceux définis dans la partie 3.2. Par la suite l'énergie accumulée sera déchargée avec un éclateur dans l'inducteur. Cet inducteur devra être optimisé suivant les contraintes liées à l'introduction de contraintes résiduelles.



## II. Conception du dispositif EMP

---

# Table des matières

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION .....</b>	<b>47</b>
<b>2</b>	<b>STRUCTURE GLOBALE ADOPTÉE POUR LE PROTOTYPE.....</b>	<b>48</b>
	2.1 Structure de base.....	48
	2.2 Montage amélioré.....	49
	2.3 Synthèse.....	51
<b>3</b>	<b>DIMENSIONNEMENT DES COMPOSANTS DU GENERATEUR D'IMPULSIONS.....</b>	<b>51</b>
	3.1 Dimensionnement de l'inducteur .....	51
	3.1.1 Géométrie de l'inducteur.....	52
	3.1.1.1 Calcul analytique du champ magnétique.....	52
	3.1.1.2 Inducteur de référence.....	54
	3.1.1.3 Modification du nombre de spires.....	55
	3.1.1.4 Changement de la section de conducteur.....	57
	3.1.1.5 Espacement des spires.....	59
	3.1.1.6 Géométrie adoptée.....	60
	3.1.2 Calcul de l'impédance de l'inducteur .....	61
	3.1.2.1 Évaluation analytique de l'inductance par calcul analytique.....	62
	3.1.2.2 Calcul de l'inductance propre par éléments finis.....	66
	3.1.3 Tenue électrique et mécanique de l'inducteur .....	69
	3.2 Système de stockage d'énergie.....	70
	3.2.1 Paramètres électriques du stockage diélectrique.....	70
	3.2.2 Choix des condensateurs.....	72
	3.3 Éclateur.....	75
	3.3.1 Conception de l'éclateur.....	75
	3.3.1.1 Géométrie de l'éclateur .....	75
	3.3.1.2 Capacité parasite de l'éclateur.....	76
	3.3.1.3 Évaluation de l'impédance de l'arc électrique.....	77
<b>4</b>	<b>MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE.....</b>	<b>78</b>
	4.1 Paramètres de la simulation .....	78
	4.2 Circuit électrique équivalent.....	80
	4.3 Résultats et discussion.....	81
<b>5</b>	<b>SYNTHESE.....</b>	<b>85</b>

## 1 Introduction

Le chapitre précédent s'est conclu sur le choix de la structure générale adopté pour le dispositif de mise en compression électromagnétique. La première section de ce chapitre va explorer plus en détail cette structure pour apporter quelques modifications afin d'obtenir des impulsions de courant se rapprochant de celles utilisées dans les modèles numériques précédents. Ceci va permettre également de réduire le courant et les sollicitations vus par l'inducteur.

Par la suite, les briques élémentaires du prototype vont être dimensionnées en commençant par l'inducteur. Comme les caractéristiques électriques des briques du dispositif sont toutes dépendantes les unes des autres, l'inducteur a été sélectionné comme point de départ dans le dimensionnement de l'ensemble. La première étape va être de réaliser une optimisation de la précédente version de l'inducteur établi par E. Sonde [2]. Cette optimisation va conduire une nouvelle géométrie de l'inducteur. Par la suite, en fonction des nouveaux paramètres géométriques, l'impédance de ce nouvel inducteur va être déterminée de façon analytique puis avec un calcul par éléments finis.

Le dimensionnement du système de stockage capacitif est lié aux impédances du système. En fonction de l'impédance de l'inducteur et avec une estimation de l'impédance parasite, il est possible de déterminer la capacité et la tension des condensateurs pour le système de stockage. Avec les paramètres précédents ainsi que caractéristiques des impulsions de courant, une référence de condensateurs a été sélectionnée pour le dispositif.

Le dernier élément qui a été dimensionné dans ce chapitre est l'éclateur. Malheureusement, il était difficile de trouver une référence commerciale disponible compte tenu des besoins du dispositif. La solution la plus évidente a été de concevoir et de réaliser un éclateur adapté au besoin du dispositif. Connaissant les dimensions de l'éclateur, il est ensuite possible de déterminer ses impédances parasites.

Connaissant l'ensemble des paramètres électriques et géométriques du système, une modélisation numérique sous le logiciel Ansys a été réalisée. Cette modélisation a pour objectif de valider les paramètres choisis en les comparant aux résultats analytiques précédents.

## 2 Structure globale adoptée pour le prototype

La mise en compression par impulsion électromagnétique implique la conception d'un générateur d'impulsions électromagnétiques qui se décompose en un générateur de courant et d'un inducteur. Comme il s'agit du premier prototype expérimental pour ce procédé, la conception de ce dernier a été faite sur des technologies connues et maîtrisées comme le stockage capacitif ou l'utilisation d'éclateurs.

### 2.1 Structure de base

La Figure I.39, présentée dans la section I.5, donne la structure générale adoptée pour le générateur électromagnétique. Ce dispositif sera constitué d'une source d'alimentation haute tension de faible puissance adaptée pour charger un système de stockage capacitif haute tension. L'amorçage du système sera effectué par un éclateur à amorçage spontané. Il s'agit d'un interrupteur à fermeture en mesure de tolérer de forts courants, une montée en courant importante ainsi qu'une tension élevée. Ce sous-ensemble correspond au générateur d'impulsion de courant qui va être ensuite connecté à un inducteur spécifiquement conçu pour créer un champ magnétique local intense. Les premiers essais seront faits sur des tôles ou des massifs plans. La géométrie d'inducteur la plus adéquate pour faire ces essais semble être des inducteurs en spirale ou *pancake*.

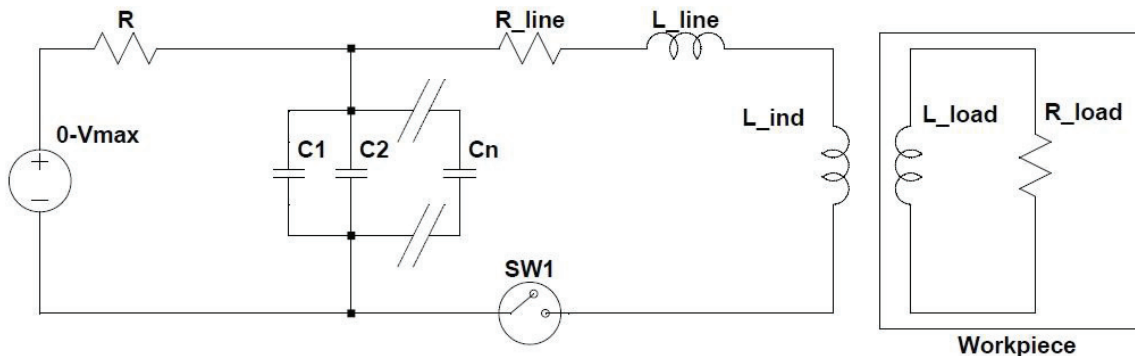


Figure II.1 — Schéma de principe pour le générateur d'impulsion. L'ensemble C1-Cn correspond au banc de condensateurs de valeur C, R\_line et L\_line représentent les résistances et inductances parasites du système et L\_ind correspond à l'inductance de l'inducteur. La pièce est modélisée par l'ensemble R\_load et L\_load.

Concernant le système de stockage d'énergie, il sera dépendant des paramètres électriques nécessaires pour générer des impulsions de courants suffisantes pour la mise en compression. La tension et la capacité du banc de condensateurs sont dépendantes de ces paramètres. Ces derniers sont eux-mêmes liés à l'impédance de l'inducteur ainsi que celle du montage. L'impédance du montage correspond aux impédances parasites des connecteurs qui seront utilisés pour relier les différents éléments du montage entre eux. La géométrie de l'inducteur va fortement influencer l'impédance de celui-ci, sachant qu'il est impératif d'avoir une pseudo-fréquence correspondante à celle choisie dans la section I.3.2 et qu'elle est liée à la valeur de la capacité globale du montage, mais aussi par la valeur de l'inductance globale (II.1), dans le cas d'un régime harmonique. Un calcul plus détaillé sera présenté dans une section suivante. Cette inductance globale L inclut la

valeur de l'inductance parasite du montage, l'inductance série des condensateurs, l'inductance parasite de l'éclateur et l'inductance de l'inducteur.

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (\text{II.1})$$

Les paramètres de capacité et d'inductance sont dépendants l'un de l'autre ce qui impose une contrainte sur ces paramètres. En fonction de la capacité des condensateurs, une inductance maximale sera imposée pour obtenir une pseudo-fréquence adéquate pour induire des contraintes résiduelles et vice versa.

## 2.2 Montage amélioré

Le système présenté dans la partie précédente est un montage RLC série. Ce type de montage permet d'obtenir des profils de courant pseudo-sinusoidaux dont les amplitudes et le nombre de pseudopériodes dépendent des paramètres électriques du montage (Figure II.2). Lors de la modélisation du procédé, seulement la première demi-période fut utilisée. Cette hypothèse a été posée lors de la modélisation pour pallier le manque d'informations concernant les inductances et résistances parasites du montage. De plus, l'érouissage du matériau après le premier pic de courant et l'amortissement des pics de courant suivant impliquent que les oscillations suivantes ne permettent pas de changement significatif de la déformation plastique [2].

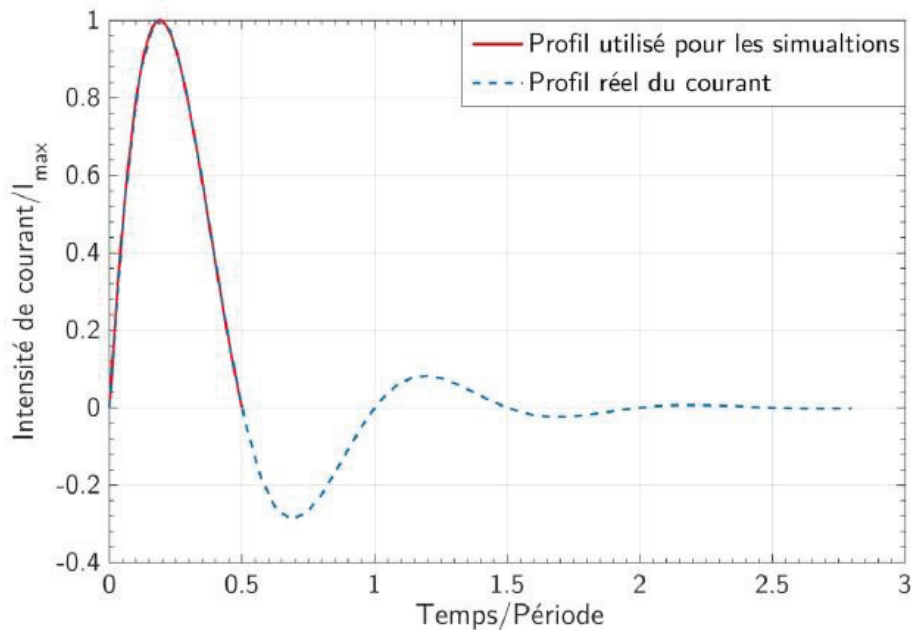


Figure II.2 — Profil temporel réel et modélisé du courant électrique [2].

Dans le fonctionnement du générateur d'impulsion, il n'y a donc pas d'intérêt à avoir un courant pseudo-oscillant d'un point de vue mécanique. Au vu des amplitudes des courants mis en œuvre dans le procédé, un fort courant oscillant va entraîner un échauffement inutile de l'inducteur pouvant accélérer sa rupture. De plus, ces inversions répétitives de courant vont engendrer inversion de la tension et une usure prématurée du diélectrique des condensateurs.



Une solution simple pour limiter ces effets néfastes et permettre une meilleure corrélation avec les résultats théoriques serait d'obtenir un ensemble RLC pour avoir un régime apériodique critique. Cependant, avoir une estimation précise de l'impédance du montage est relativement complexe en particulier dans l'évaluation des inductances parasites liées aux câbles et connecteurs qui vont être utilisés dans le prototype.

Une solution simple consiste à ajouter une diode dans la boucle principale. Cette diode permet d'obtenir un courant similaire au courant théorique employé dans les simulations (Figure II.1). Cet ajout permet d'éviter de se placer dans des conditions d'un régime apériodique critique avec un jeu de valeur  $R$ ,  $L$  et  $C$  précis. Dans l'utilisation de cette diode de « blocage » modélisé par la diode  $D2$  dans le schéma électrique de la Figure II.3., au moment où le courant va passer à une valeur la diode  $D1$  va se bloquer laissant les condensateurs chargés à une certaine valeur de tension négative. Ceci risque de poser un problème de sécurité pour les utilisateurs en laissant les condensateurs chargés, mais aussi pour l'alimentation haute-tension qui peut ne pas être dimensionnée pour avoir une tension négative à sa sortie, entraînant des dommages. L'ajout d'un ensemble de roue libre avec la diode  $D1$  et les résistances  $R$  et  $R_D$  permettent de décharger les condensateurs de façon systématique après chaque impulsion, mais aussi de protéger la source d'alimentation contre les inversions de tension. En effet, lorsque la diode  $D1$  va être passante la tension à ses bornes sera nulle (pour une diode parfaite) et ainsi l'alimentation ne verra pas de tension négative.

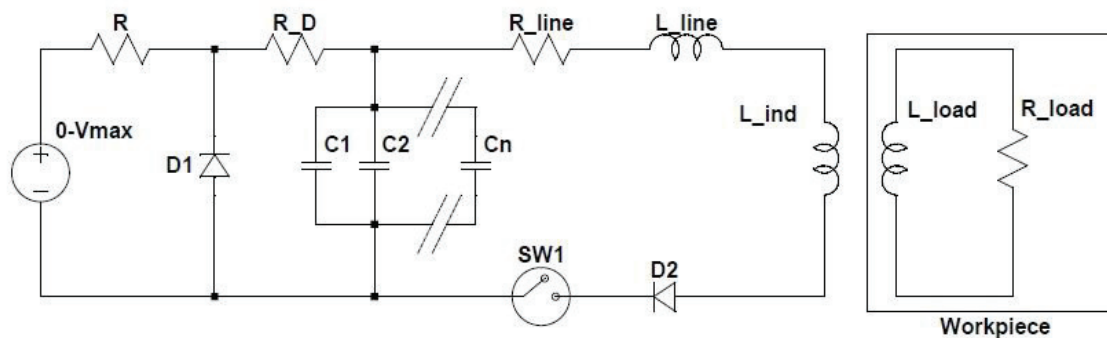


Figure II.3 — Schéma électrique du générateur d'impulsion avec les diodes de blocage  $D2$  et de décharge  $D1$ .

Les natures des diodes qui seront utilisées pour les diodes de décharge ( $D1$ ) et de blocage ( $D2$ ) ne seront pas identiques. La diode de décharge devra disposer d'une tension inverse suffisamment grande pour tenir la tension  $V_{max}$  et être en mesure de tolérer des courants permettant une décharge relativement rapide des condensateurs. Les contraintes sur la diode de blocage sont bien plus élevées. Cette diode doit impérativement être en mesure de supporter les courants importants des impulsions de courant pendant un court laps de temps, mais aussi de tenir une tension élevée comme la diode de décharge.

## 2.3 Synthèse

Cette structure pour le générateur d'impulsion électromagnétique fait appel à des technologies largement utilisées dans d'autres applications comme par exemple les procédés d'EMF. L'ajout de diodes dans le montage RLC série classique permet d'obtenir des impulsions de courant en demi-sinus comme dans la modélisation du procédé. Ceci va permettre une corrélation plus exacte entre les résultats numériques et expérimentaux. De plus, les composants du système comme l'inducteur et les condensateurs seront moins sollicités.

Les paramètres de ce type de structure sont interdépendants, ce qui implique d'imposer certaines conditions en plus des paramètres du cahier des charges. La clef de voute de la modélisation de l'EMP est l'inducteur. Dans la réalisation du prototype, il semble logique de dimensionner les paramètres électriques du prototype autour d'un inducteur optimisé pour l'EMP. Les dimensions de l'inducteur sont donc les bases du dimensionnement du système de stockage d'énergie et de l'interrupteur.

## 3 Dimensionnement des composants du générateur d'impulsions

Les paramètres électriques dans un circuit RLC sont interdépendants. Il est donc indispensable de définir un point de départ pour la conception du dispositif. Il a été décidé de choisir l'inducteur pour remplir ce rôle dans ce dimensionnement. S'en suivra le dimensionnement du système de stockage et des autres systèmes du prototype EMP.

### 3.1 Dimensionnement de l'inducteur

Le développement de l'inducteur a été réalisé en collaboration avec les travaux d'Emmanuel Sonde sur la modélisation du procédé. Une première version d'inducteur avait été modélisée auparavant par Sonde. Cet inducteur en anneau était composé d'une unique spire de  $5 \times 5 \text{ mm}^2$  en cuivre. Cette première version d'inducteur a permis d'établir le modèle pour l'EMP [2]. Cependant, l'utilisation d'une seule spire pour cet inducteur impliquait l'utilisation d'un courant plus important de l'ordre de 400 kA avec la même pseudo-fréquence de 35 kHz. Par ailleurs, il s'est avéré que les contraintes électriques imposées par cet inducteur étaient difficilement réalisables. Les courants mis en œuvre avec la section de spire impliquaient des problèmes de tenue mécanique, thermique et électrique. Une deuxième version d'inducteur a été développée dans l'objectif d'aboutir à des caractéristiques électriques plus adéquates pour l'élaboration d'un générateur d'impulsions électromagnétiques.

Pour se faire, une géométrie modifiée a été proposée pour aboutir à des contraintes résiduelles de compression. Partant de cette nouvelle géométrie, l'inductance propre de l'inducteur sera déterminée pour aboutir au dimensionnement du banc de condensateurs et de l'éclateur.

### 3.1.1 Géométrie de l'inducteur

Un des inconvénients de la première géométrie proposée pour l'EMP est le courant maximum  $I_{Max}$  de l'ordre de 400 kA, afin de générer des forces suffisamment importantes pour induire une déformation plastique et donc des contraintes résiduelles de compression. Pour réduire ce courant de fonctionnement tout en conservant le champ magnétique, il suffit de conserver le nombre d'ampère tour et d'augmenter le nombre spires. Dans cette optique, une étude paramétrique a été réalisée pour aboutir à une géométrie satisfaisante.

#### 3.1.1.1 Calcul analytique du champ magnétique

La nouvelle géométrie sera toujours en forme de spirale. Cette configuration est assez commune dans le formage électromagnétique de tôle et simple de fabrication [74]–[77]. Si on considère un inducteur en spirale constitué de  $N$  spires centré sur l'axe  $z$  normal à la surface traitée, il est possible de le décomposer en  $n$  anneaux centrés sur l'axe  $z$  avec une section identique. Ces anneaux peuvent ensuite être assimilés à des conducteurs circulaires élémentaires situés dans un même plan (Figure II.4).

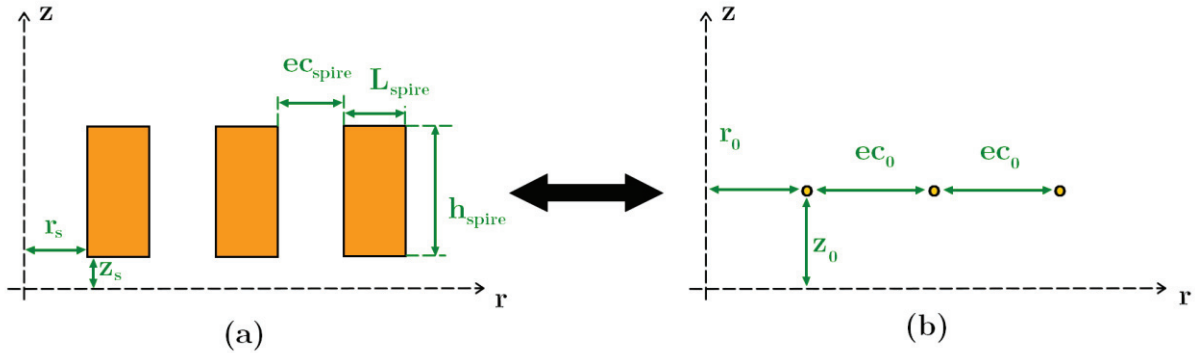


Figure II.4 — Schéma de simplification de l'inducteur en spires élémentaires. (a) schéma de l'inducteur avec son positionnement dans l'espace et ses dimensions. (b) simplification en conducteurs élémentaires centrés sur le centre de chaque spire.

À noter que chaque conducteur élémentaire est placé au centre de la section de la spire modélisée. Pour le conducteur élémentaire  $n$  dans un repère cylindrique, ses coordonnées sont définies avec les paramètres suivants :

$$\begin{cases} r_0 = r_s + \frac{1}{2}L_{spire} + (n-1)ec_0 \\ z_0 = z_s + \frac{1}{2}h_{spire} \\ ec_0 = ec_{spire} + L_{spire} \end{cases} \quad (\text{II.2})$$

D'après Craik [78], le champ magnétique produit par une spire élémentaire parcourue par une densité de courant  $j(r_0, z_0)$  peut-être déterminé en partant de la loi de Biot et Savart. Dans un repère cylindrique, le potentiel vecteur  $A_\theta(r, z)$  peut s'exprimer de la façon suivante pour une spire élémentaire de rayon  $r_0$  :

$$A_{\theta}(r, z) = \frac{\mu_0}{2\pi} j(r_0, z_0) s_0 \sqrt{\frac{r_0}{r}} \left[ (2 - g)K(g) - \frac{2}{g}E(g) \right] \quad (\text{II.3})$$

Cette équation (II.3) donne le potentiel vecteur en fonction de la perméabilité magnétique  $\mu_0$ , de la densité de courant dans la spire élémentaire de rayon  $r_0$  et située en  $\mathbf{z}_0$  ainsi que des intégrales elliptiques complètes de premier type  $K(g)$  et second type  $E(g)$ . Le facteur  $g$  est un facteur de correction géométrique qui peut être exprimé de la façon suivante :

$$g^2 = \frac{4r_0 r}{(r_0 + r)^2 + z^2} \quad (\text{II.4})$$

Par définition, le champ magnétique  $B$  s'exprime de la façon suivante :

$$B = \nabla \wedge A_{\theta} \quad (\text{II.5})$$

Dans le cas d'un modèle axisymétrique, et en utilisant la relation (II.5), il est possible d'obtenir une composante radiale et une composante axiale pour le champ magnétique.

$$B_r = -\frac{\partial A_{\theta}}{\partial z} \quad (\text{II.6})$$

$$B_z = \frac{A_{\theta}}{r} + \frac{\partial A_{\theta}}{\partial r} \quad (\text{II.7})$$

Avec l'expression du potentiel vecteur  $A_{\theta}$  définie en (II.3), il est possible d'obtenir les composantes radiale et axiale du champ magnétique  $B$  :

$$B_r = \frac{\mu_0}{2\pi} j(r_0, z_0) s_0 \frac{z}{r} \frac{1}{\sqrt{(r_0 + r)^2 + z^2}} \left[ E(g) \frac{r_0^2 + r^2 + z^2}{(r_0 - r)^2 + z^2} - K(g) \right] \quad (\text{II.8})$$

$$B_z = \frac{\mu_0}{2\pi} j(r_0, z_0) s_0 \frac{1}{\sqrt{(r_0 + r)^2 + z^2}} \left[ E(g) \frac{r_0^2 - r^2 - z^2}{(r_0 - r)^2 + z^2} + K(g) \right] \quad (\text{II.9})$$

Les relations précédentes (II.8) et (II.9) permettent de donner l'allure des composantes radiale et axiale du champ magnétique  $B_r$  et  $B_z$  pour une spire élémentaire. Pour un inducteur composé de  $n$  spires élémentaires, il suffira d'appliquer les équations (II.8) et (II.9) pour chaque spire élémentaire. La superposition des résultats ainsi obtenus donnera une estimation du champ magnétique produit par l'inducteur. Pour comparer plus facilement les résultats, le champ total résultant  $B$  est utilisé.

$$B = \sqrt{B_r^2 + B_z^2} \quad (\text{II.10})$$

Ces relations ((II.8) et (II.9)) donnent une estimation du champ magnétique pour un courant donné par l'intermédiaire de la densité de courant  $j(r_0, z_0)$ . Cette densité de courant est supposée uniforme dans toute la section  $S$  de conducteur. Les effets de peau ainsi que les effets de proximité

sont négligés pour le calcul analytique du champ magnétique. Dans l'amélioration de l'inducteur, tous les calculs seront effectués considérant le maximum de l'amplitude de la décharge de courant  $I_{Max}$ .

### 3.1.1.2 Inducteur de référence

Dans le cas de référence utilisé par Sonde [2], la pièce à traiter était située à une distance de  $z_s = 1 \text{ mm}$  sous l'inducteur. Cette distance a été définie pour permettre l'ajout d'un isolant électrique entre les spires de l'inducteur et la pièce conductrice. L'inducteur était constitué d'une unique spire avec un rayon interne de 7,5 mm avec une section de spire de  $5 \times 5 \text{ mm}^2$ . Une impulsion de courant en forme de demi-sinus a été utilisée avec une amplitude  $I_{Max}$  de 400 kA. À partir des formules (II.8) et (II.9), il est possible d'obtenir le champ magnétique produit par un inducteur constitué d'une unique spire à une distance de 1 mm (Figure II.5). Pour induire des contraintes résiduelles de compression dans la pièce sous l'inducteur, il est nécessaire d'avoir une grande variation de champ magnétique dB/dt ainsi qu'un champ magnétique maximum  $B_{Max}$  important. Les formules utilisées permettent d'extraire le champ  $B_{Max}$  produit par l'inducteur. La variation dB/dt dépend de la fréquence de l'impulsion et du champ maximum. Supposant que la fréquence est suffisante, seule la valeur de  $B_{Max}$  sera prise en compte pour le dimensionnement. Avec cette considération, l'amélioration de l'inducteur doit permettre une réduction du courant en respectant un champ  $B_{Max}$  au moins équivalent à celui du cas de référence (Figure II.5).

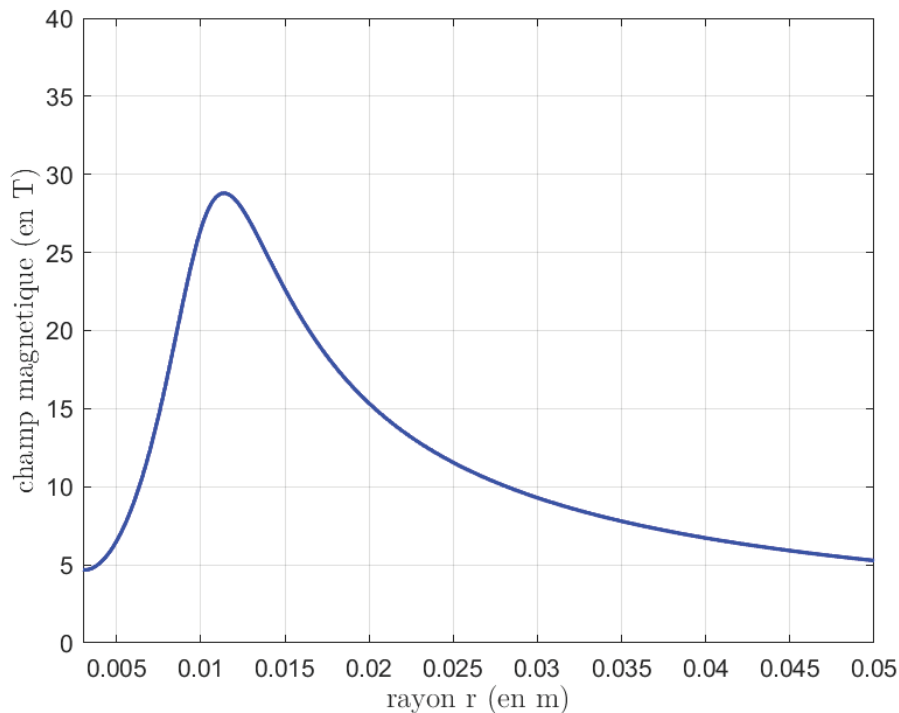


Figure II.5 — Représentation axisymétrique du champ magnétique produit par la géométrie initiale à une distance de  $z = -1 \text{ mm}$  avec un courant de 400 kA [2].

Avec un profil de champ magnétique comme celui présenté dans la Figure II.5, il est possible de générer des courants de Foucault dans une pièce localisée à une distance d'un millimètre sous l'inducteur. Ces courants suffisamment importants peuvent induire des contraintes résiduelles dans la pièce. À partir des caractéristiques géométriques et électriques utilisées, le champ magnétique  $B_{Max}$  produit par une impulsion de courant de 400 kA est de 28 T.

### 3.1.1.3 Modification du nombre de spires

Pour modifier l'amplitude maximale du courant dans l'inducteur, il est possible de modifier le nombre de spires de l'inducteur. À partir du théorème d'Ampère (II. 11) le champ magnétique  $B_{Max}$  sur un contour fermé C est lié au nombre de spires n de l'inducteur et au courant  $I_{Max}$ . Pour un courant  $I_{Max}$  donné, une augmentation du nombre de spires n va impliquer une augmentation du champ  $B_{Max}$ . Dans le cas présent, l'amplitude du courant  $I_{Max}$  doit être diminuée tout en conservant un champ  $B_{Max}$  suffisant.

$$\int_C B_{Max} dl = \mu_0 n I_{Max} \quad (II. 11)$$

Les formules (II. 8) et (II. 9) donnent le champ magnétique produit par une seule spire élémentaire. Pour un inducteur constitué de n spires, chacune de ces spires est modélisée par une spire élémentaire (Figure II.4). Le champ magnétique est déterminé en fonction des paramètres géométriques de chaque spire. Le champ magnétique global résulte de la superposition des résultats obtenus pour chaque spire.

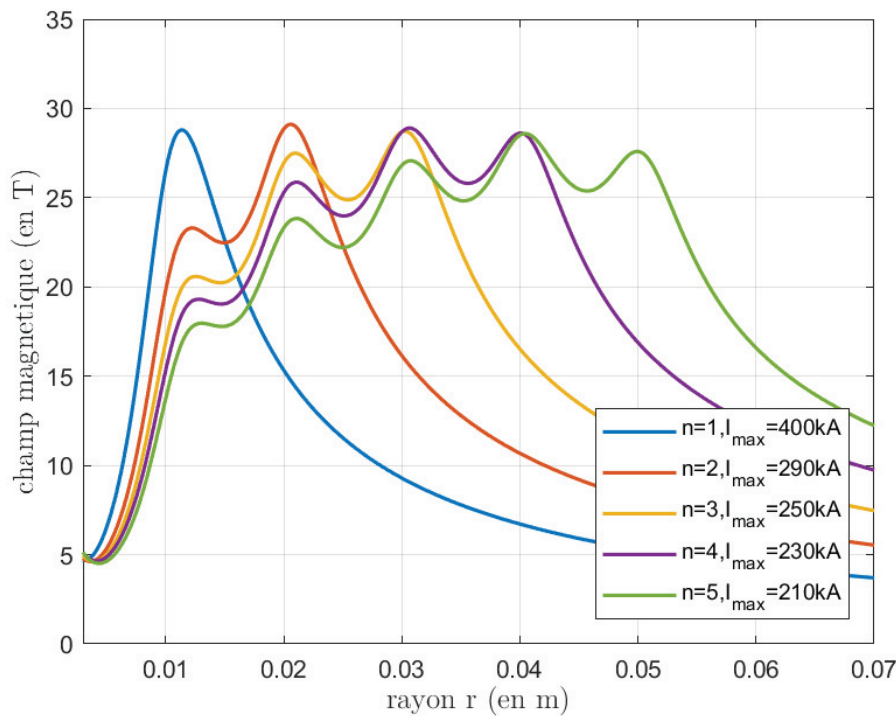


Figure II.6 — Champs magnétiques générés par des inducteurs avec un nombre croissant de spires. Le courant est ajusté pour conserver un champ magnétique maximum  $B_{Max} = 28 T$ .

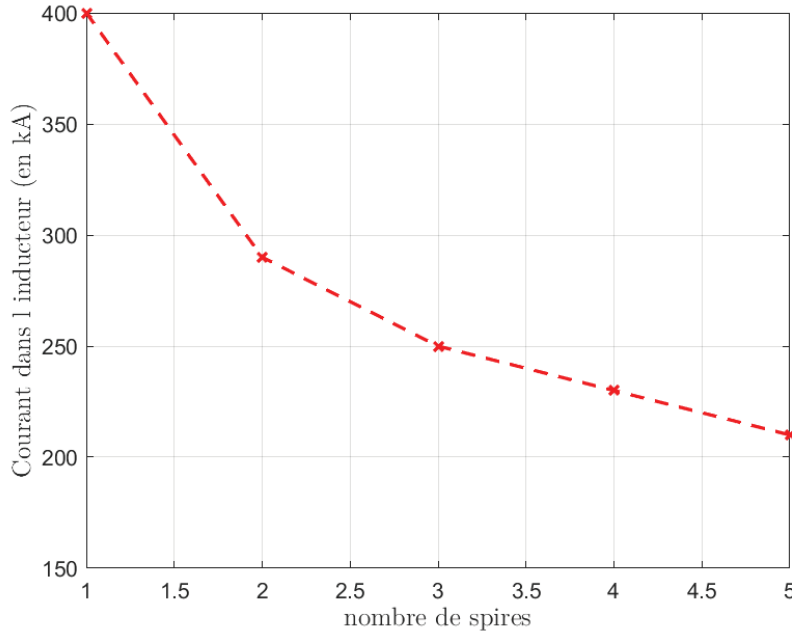


Figure II.7 — Amplitude du courant en fonction du nombre de spires pour un champ magnétique maximum  $B_{Max} = 28 T$ .

Pour un courant donné, si le nombre de spires augmente le champ résultant sera plus grand (II. 11). Pour conserver une valeur de champ  $B_{Max}$  constante avec un nombre de spires croissant, l'amplitude du courant doit être diminuée. Dans la version préliminaire de l'inducteur, le champ magnétique maximum était de 28 T (Figure II.5). Cette valeur de champ est prise comme référence pour les calculs avec plusieurs spires. Dans un premier temps les paramètres géométriques de l'inducteur initial sont conservés. La section  $S$  des spires est toujours de  $5 \times 5 \text{ mm}^2$  et le rayon interne de la première spire est de 7,5 mm. La Figure II.6 présente les champs magnétiques pour des inducteurs ayant plusieurs spires. L'espacement entre spires  $ec_{spire}$  choisi pour ces calculs est de 5 mm. Plusieurs inducteurs avec un nombre entier de spires compris entre 1 et 5 ont été choisis. En utilisant les équations précédentes, le champ magnétique total  $B$  a été calculé à une distance  $z = -1 \text{ mm}$  des inducteurs le long de l'axe  $r$ . Les amplitudes des courants ont été ajustées de façon à respecter  $B_{Max} = 28 T$ . Ainsi il est possible de voir que, pour un nombre de spires croissant, une diminution de l'amplitude du courant (Figure II.6). Entre l'inducteur avec une unique spire et celui avec cinq spires, l'amplitude du courant est divisée par un facteur proche de deux. Cependant, comme l'illustre la Figure II.7 l'amplitude du courant est inversement proportionnelle au nombre de spires. Pour  $n > 3$  spires, le courant diminue de façon moins significative. Comme précisé dans la partie 2, l'inductance de l'inducteur a une conséquence directe sur les paramètres électriques et temporels (II. 1). Or l'inductance est proportionnelle au nombre de spires (II. 12).

$$L \propto n^2 \quad (\text{II. 12})$$

Compte tenu de la faible diminution de l'amplitude du courant au-delà de trois spires et pour ne pas avoir une valeur d'inductance trop importante, entre d'autres termes une pseudo-fréquence trop faible, la suite du dimensionnement de l'inducteur sera faite avec trois spires.

### 3.1.1.4 Changement de la section de conducteur

Dans les équations (II.8) et (II.9), les valeurs de  $B_r$  et de  $B_z$  sont liées à la densité de courant  $J$ . Pour une section  $S$  de conducteur donnée, la diminution du courant  $I$  va entraîner une réduction de la densité de courant  $J$  (II.13), et donc le champ magnétique sera également réduit. Cependant il est possible de réduire la section de conducteur pour accroître la densité de courant.

$$J = \frac{I}{S} \quad (\text{II.13})$$

La réduction de section de conducteur va permettre une augmentation de la densité de courant. Le champ magnétique produit par l'inducteur sera globalement plus important. Sur le même principe que dans la partie 3.1.1.3, le courant a été ajusté pour obtenir un champ magnétique maximum du même ordre que dans le cas de référence. Dans ce cas de figure, l'inducteur a été modifié pour disposer de trois spires avec un espacement entre spires de 5 mm. Pour modifier la section, il est possible de modifier la hauteur  $h_{spire}$  et la largeur  $L_{spire}$  de spire. Dans les applications d'EMF, les inducteurs en spirale sont généralement de section carrée ou avec une hauteur supérieure à la largeur de spire [74], [76]. Toujours en utilisant les équations (II.8) et (II.9), plusieurs profils de champs sont représentés sur la Figure II.8. En réduisant la largeur de spire  $L_{spire}$ , le courant nécessaire pour conserver le champ magnétique à 28 T est également réduit.

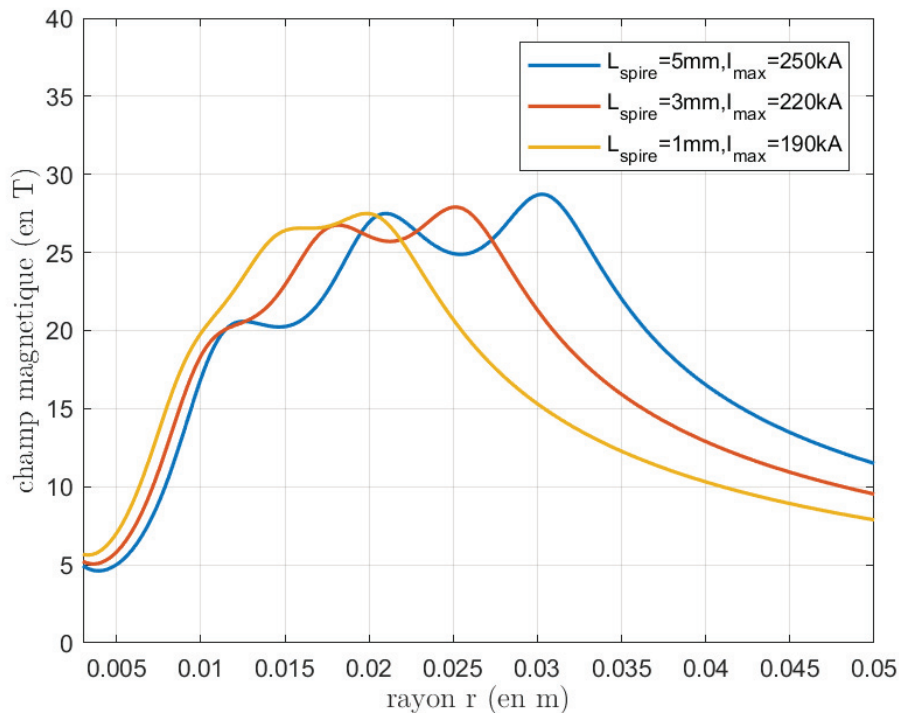


Figure II.8 — Influence de la réduction de la largeur  $L_{spire}$  des spires sur l'allure du champ magnétique à  $z = -1\text{mm}$ .



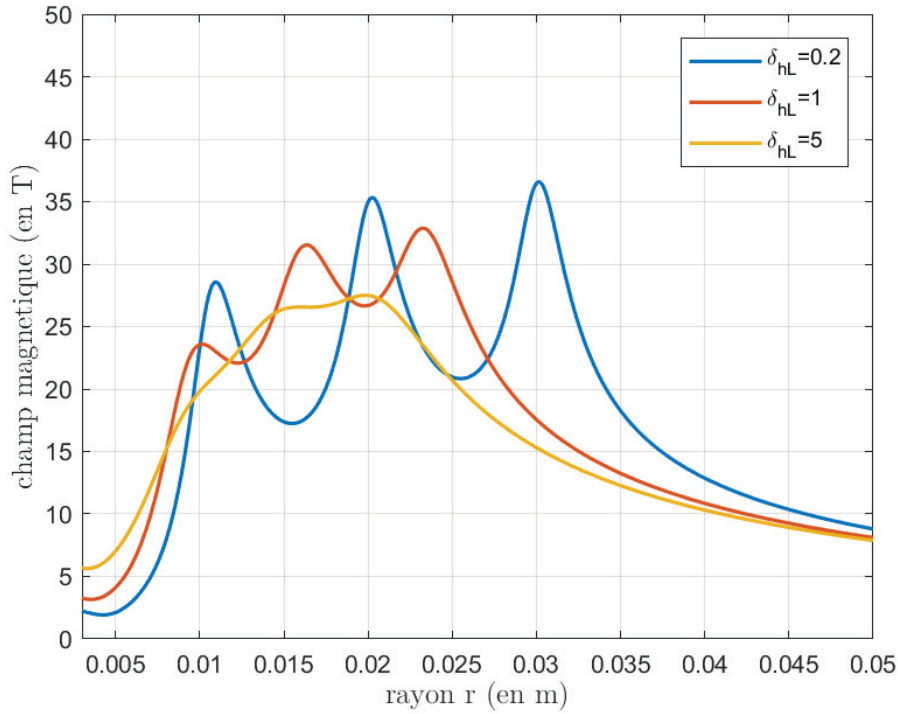


Figure II.9 — Allure du champ magnétique pour des inducteurs avec une section  $S = 5 \text{ mm}^2$  et courant  $I_{Max} = 190 \text{ kA}$  pour différent rapport  $\delta_{hL} = h_{spire}/L_{spire}$ .

Cette réduction de largeur de spire  $L_{spire}$  permet non seulement de réduire le courant, mais aussi d'obtenir un champ magnétique plus localisé. Dans le cas précédent (3.1.1.3), le champ magnétique passait par plusieurs maximums locaux visibles sur la Figure II.6. Lors d'un fonctionnement du prototype EMP, les courants induits dans la pièce par un champ magnétique de ce type ne seraient pas de la même intensité. Ainsi la déformation plastique engendrée ne serait pas uniforme au niveau de l'inducteur.

L'allure de la section des spires a également une influence non négligeable sur la répartition du champ magnétique sous l'inducteur. Pour une section et une amplitude de courant données, le ratio  $\delta_{hL}$  de la hauteur de spire  $h_{spire}$  sur la largeur  $L_{spire}$  a été modifié et le champ magnétique produit présente des allures différentes.

$$\delta_{hL} = \frac{h_{spire}}{L_{spire}} \quad (\text{II. 14})$$

Pour un rapport  $\delta_{hL} < 1$ , c'est-à-dire pour des spires plus larges que hautes, le champ magnétique sous l'inducteur est relativement dentelé et passera par plusieurs maximums locaux comme l'illustre la Figure II.9. Pour une même amplitude de courant, ces maximums locaux sont plus importants comparés à un inducteur ayant des spires avec un rapport  $\delta_{hL} > 1$ . Bien qu'un inducteur avec un  $\delta_{hL} = 0,2$  présente un champ plus intense sous ses spires, ce dernier présente de fortes variations le long de l'axe radial. Il a été choisi d'opter pour un inducteur produisant un champ magnétique de plus faible amplitude sous ses spires, tout en étant supérieur à 28 T, mais avec une plus faible variation axiale. Ceci permettra un traitement plus localisé de la pièce.

Dans la suite du développement, les spires de l'inducteur seront avec un rapport  $\delta_{hL} > 1$ . Dans les résultats de la Figure II.9, un inducteur avec une hauteur de spire  $h_{spire} = 5$  mm et une largeur de spire  $L_{spire} = 1$  mm présente un champ magnétique relativement uniforme au niveau des spires de l'inducteur (entre 8 et 19 mm) pour une amplitude de courant  $I_{Max} = 190$  kA.

### 3.1.1.5 Espacement des spires

Le champ magnétique produit par l'inducteur est relativement uniforme pour un inducteur avec  $\delta_{hL} = 5$ . L'espacement entre les spires  $ec_{spire}$  (Figure II.4) est toujours de 5 mm. Ces spires sont relativement éloignées les unes des autres. Cette distance  $ec_{spire}$  peut être réduite pour concentrer le champ magnétique produit par l'inducteur. Cependant cette distance  $ec_{spire}$  ne doit pas être trop faible pour éviter tout risque de claquage électrique entre les spires. Bien que la tension de fonctionnement du dispositif ne soit pas encore déterminée, les informations disponibles dans la littérature montrent que pour l'EMF les tensions mises en œuvre peuvent être de l'ordre de quelque 10 kV [45]. Les dimensions des spires sont celles choisies dans la partie précédente (3.1.1.4). Contrairement aux études précédentes sur l'influence du nombre de spires et de la section des spires, les calculs sont réalisés avec un même niveau de courant  $I_{Max} = 190$  kA. Cette valeur est fondée sur les résultats de la partie précédente (3.1.1.4).

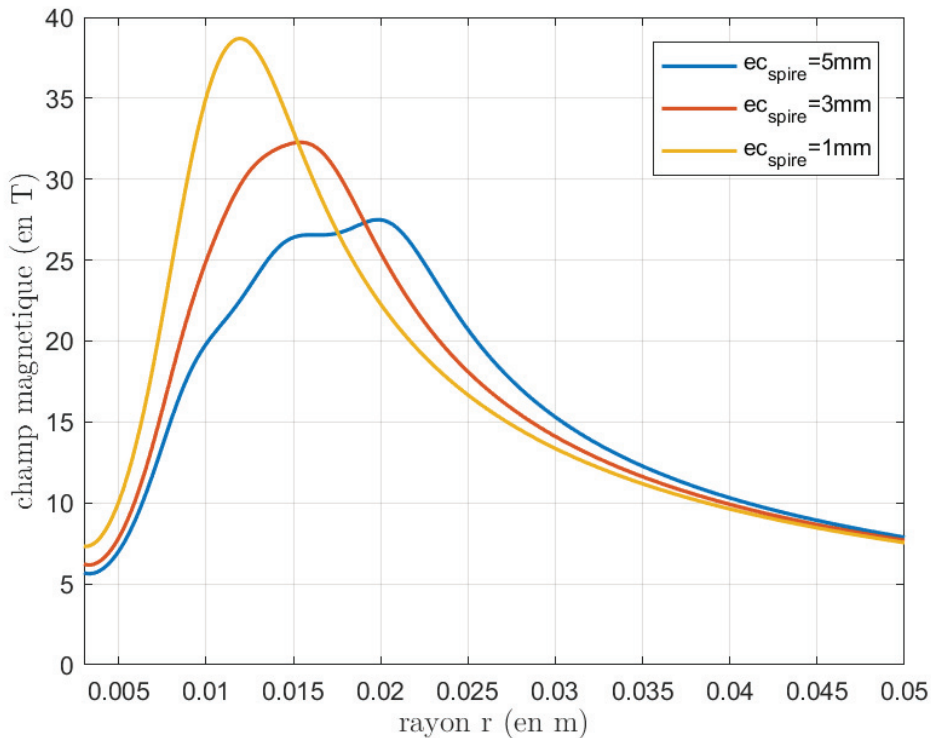


Figure II.10 — Champ magnétique généré avec un courant  $i_{Max} = 190$  kA pour différentes distances interspire  $ec_{spire}$ .

La réduction de l'espacement entre les spires  $ec_{spire}$  permet de disposer d'un champ plus intense et plus local (Figure II.10). D'après les résultats obtenus avec les équations (II.8) et (II.9), pour un espacement entre spires  $ec_{spire} = 1$  mm le champ magnétique  $B_{Max}$  généré est de

38 T. Le champ magnétique au niveau des spires reste supérieur à la valeur maximale obtenue avec l'inducteur initial (Figure II.5). Cet écart de 1 mm permet l'ajout d'un diélectrique pour garantir l'isolation électrique des spires de l'inducteur. Il est possible de trouver des références commerciales de résines [79] ou de massifs isolants [80] pouvant convenir.

### 3.1.1.6 Géométrie adoptée

L'inducteur initialement établi par E. Sonde [2] avec une seule spire, un rayon intérieur de 7,5 mm et une section de  $5 \times 5 \text{ mm}^2$  présentait un inconvénient pour une utilisation dans un prototype : le courant nécessaire pour générer un champ magnétique suffisamment intense pour induire des contraintes résiduelles de compression dans une pièce devait être au minimum de 400 kA. Pour réduire l'amplitude du courant, plusieurs considérations géométriques ont été faites partant de l'inducteur initial. Grâce aux résultats précédents, le nombre de spires  $n$  est passé à trois et la section des spires a été divisée par cinq. Une représentation schématique du nouvel inducteur est donnée sur la Figure II.11. Les dimensions choisies sont celles qui ont été établies dans les parties précédentes à la différence que la hauteur des spires  $h_{\text{spire}}$  a été réduite à 4 mm. Ceci permet une réduction supplémentaire de l'amplitude du courant.

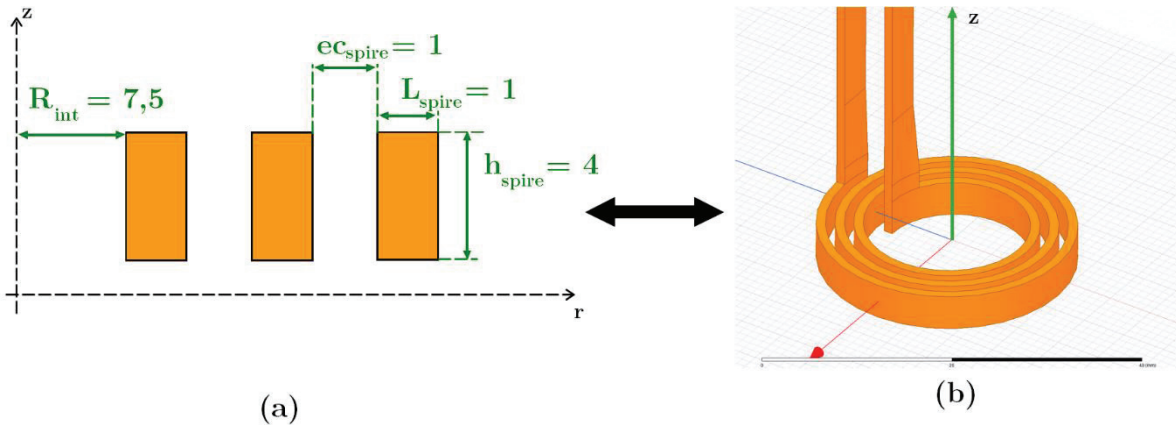


Figure II.11 — (a) représentation schématique de l'inducteur en 2D avec les dimensions (en mm). (b) représentation 3D de l'inducteur avec ses connecteurs.

Dans la suite travaux, il a été décidé de prendre une impulsion de courant d'amplitude  $I_{\text{Max}} = 170 \text{ kA}$ . Avec une telle impulsion, la nouvelle version de l'inducteur génère un champ magnétique d'amplitude plus importante que la version de référence. Avec cette nouvelle version de l'inducteur, la répartition du champ magnétique est similaire à celle de l'inducteur initial avec une augmentation de champ magnétique maximum  $B_{\text{Max}}$  de 32 % et ce pour un courant réduit de 57 %. Cependant, l'augmentation du nombre de spires de l'inducteur va entraîner une augmentation de l'inductance. Cette inductance est liée aux paramètres géométriques de l'inducteur et notamment au nombre de spires, avec un facteur  $n^2$ .

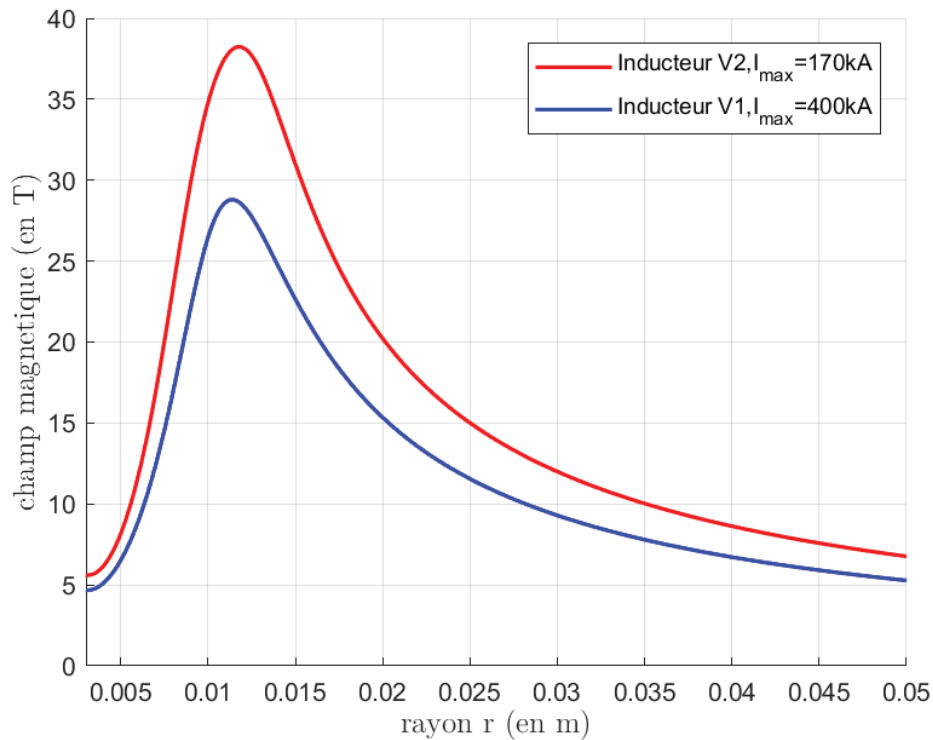


Figure II.12 — Allure des champs magnétiques générés par l'inducteur dans sa version finale (Inducteur V2) soumis à un courant d'amplitude de 170 kA et par l'inducteur initial (Inducteur V1) soumis à un courant de 400 kA.

### 3.1.2 Calcul de l'impédance de l'inducteur

L'inductance de l'inducteur est un des éléments clés pour le dimensionnement du système de stockage. Comme l'inductance globale et la capacité du système donnent la pseudo-fréquence de fonctionnement du générateur (II.1), il est impératif de connaître cette valeur d'inductance pour ce nouvel inducteur. L'évaluation de l'inductance de l'inducteur de référence n'est plus valide, compte tenu des changements opérés dans la partie précédente (3.1.1). L'inductance propre du nouvel inducteur doit être déterminée avec les nouvelles considérations géométriques de cet inducteur (Figure II.11). De plus, comme la pièce qui sera placée en dessous de l'inducteur peut être modélisée comme une charge R-L (Figure II.3), un modèle sera attribué à cette pièce pour évaluer son inductance propre. Ces deux inductances étant proches, un phénomène de couplage existe entre deux inductances. Ce couplage électromagnétique est modélisé par une inductance mutuelle dont il faut tenir compte dans le calcul de l'inductance totale vue par l'inducteur.

La première étape dans la détermination de l'inductance va être de réaliser un calcul analytique avec les paramètres de l'inducteur seul puis avec une pièce. La pièce traitée disposera également d'une inductance qui doit être déterminée. Celle-ci aura une influence sur l'inductance de l'inducteur par effet de couplage. Puis dans un deuxième temps, un logiciel de calcul par éléments finis sera utilisé pour faire une modélisation de l'inducteur avec la pièce pour en extraire la valeur de l'inductance totale.

### 3.1.2.1 Évaluation analytique de l'inductance par calcul analytique

Lors de l'évaluation du champ magnétique produit par l'inducteur, les spires de ce dernier ont été ramenées à des spires élémentaires (3.1.1.1) pour permettre de simplifier les calculs. Pour déterminer les valeurs des inductances de l'ensemble formé par l'inducteur et la pièce, il est possible d'appliquer un principe similaire. Les calculs d'inductance ont fait l'objet de nombreuses études notamment lors du développement des radiofréquences. D'après Grover [81] l'inductance d'une bobine dont les spires sont jointives peut être exprimée grâce à la relation (II.15) avec les considérations sur la bobine décrites sur la Figure II.13. Les formules utilisées par Grover [81] utilisent des dimensions en *cm* pour donner des résultats en  $\mu H$ .

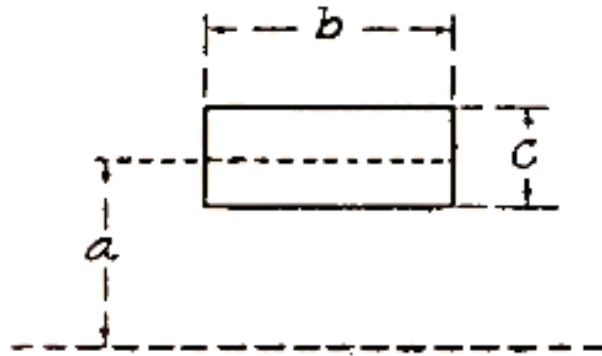


Figure II.13 — Dimensions du modèle de spire d'inducteur pour le calcul de l'inductance propre. *a* : rayon de la spire, *b* : hauteur de la spire et *c* : largeur de la spire [81].

$$L_0 = 0,002\pi^2 \frac{2a}{b} n^2 aK \quad (\text{II.15})$$

Cette équation (II.15) tient compte du rayon moyen de la bobine *a*, de la hauteur *b* et que l'épaisseur *c* ainsi que du nombre de spires *n*. Le facteur *K* est un facteur correctif dont les valeurs ont été déterminées de façon empirique. Le choix de *K* se fait au travers d'une table en fonction des paramètres *a*, *b* et *c*. Afin d'utiliser la relation (II.15), les paramètres géométriques utilisés doivent être reliés à ceux de l'inducteur pour l'EMP (Figure II.11). Le lien entre ces valeurs est donné avec les relations (II.16).

$$\begin{cases} a = R_{int} + \frac{1}{2}(ec_{spire} + L_{spire})(n - 1) \\ b = h_{spire} \\ c = n(ec_{spire} + L_{spire}) \end{cases} \quad (\text{II.16})$$

La relation (II.15) est valable pour des spires jointives. Cependant l'inducteur utilisé présente un espacement entre ses spires  $ec_{spire}$ . Dans les travaux de Grover [81], un facteur de correction  $\Delta L$  est ajouté à  $L_0$  pour une bobine en forme de spirale avec une section de spire rectangulaire (Figure II.14). Cette relation permet de tenir compte de la géométrie en spire de

l'inducteur, mais aussi de l'espacement entre spires  $ec_{spire}$ . Elle est basée sur les notations de la Figure II.14.

$$\Delta L = 0.01257na(A_1 + B_1) \quad (\text{II. 17})$$

Avec  $A_1$  et  $B_1$  qui dépendent de la section de spires :

$$\left\{ \begin{array}{l} A_1 = 2,303 \log \left( \frac{\frac{b}{d} + 1}{\frac{b}{d} + \frac{L_{spire}}{d}} \right) \\ B_1 = -2 \left[ \frac{n-1}{n} \delta_{12} + \frac{n-2}{n} \delta_{13} \dots + \frac{1}{n} \delta_{1n} \right] \\ d = ec_{spire} + L_{spire} \end{array} \right. \quad (\text{II. 18})$$

Les termes  $\delta_{ij}$  sont des valeurs empiriques présentes dans des tables [81]. Elles dépendent des rapports  $b/d$  et de la largeur des spires  $L_{spire}$ . Pour un inducteur en spirale avec  $n = 3$  spires et ayant les dimensions présentes sur la Figure II.11, les valeurs pour les coefficients de  $\delta_{ij}$  sont celles-ci dessous

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta_{12} = 0,015 \\ \delta_{13} = 0,008 \end{array} \right. \quad (\text{II. 19})$$

Avec les relations (II.15) et (II.17) et avec les dimensions de l'inducteur (Figure II.11), l'inductance de l'inducteur vaut :

$$L_{ind} = 256 \text{ nH} \quad (\text{II. 20})$$

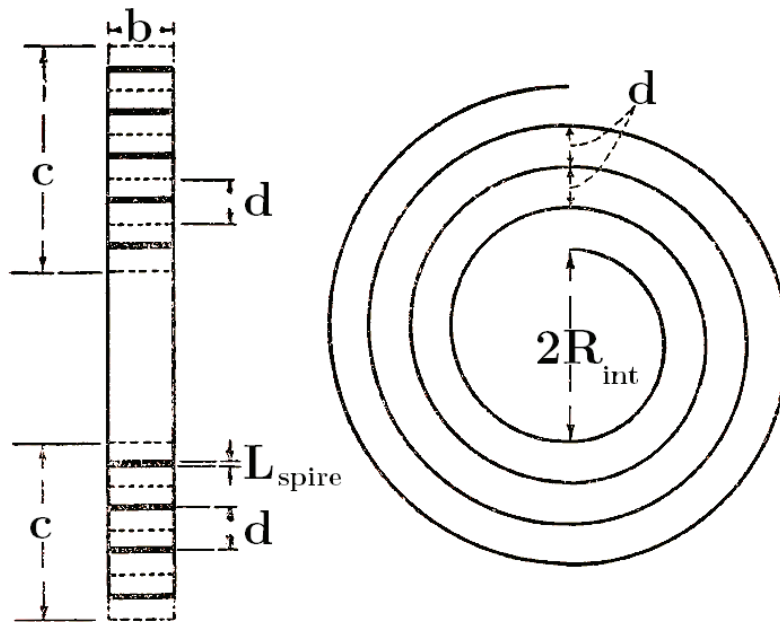


Figure II.14 — Calcul de l'inductance d'une bobine en spirale avec les dimensions utilisées [81].

Le résultat obtenu (II.20) correspond à l'inductance propre de l'inducteur. Pour le dimensionnement du système de stockage, il est nécessaire de disposer de l'inductance totale de l'inducteur, c'est-à-dire en tenant compte de l'inductance mutuelle  $M_{iep}$  entre l'inducteur et la pièce et de l'inductance de la pièce  $L_{ep}$ . Pour calculer ces inductances, la pièce placée sous l'inducteur sera considérée comme une unique spire avec un rayon  $R_p = 5$  mm, de largeur  $L_p = 9$  mm et de hauteur  $h_p = 1,5$  mm. Ces dimensions permettent de tenir compte uniquement de la zone de la pièce où sont localisés les courants induits.

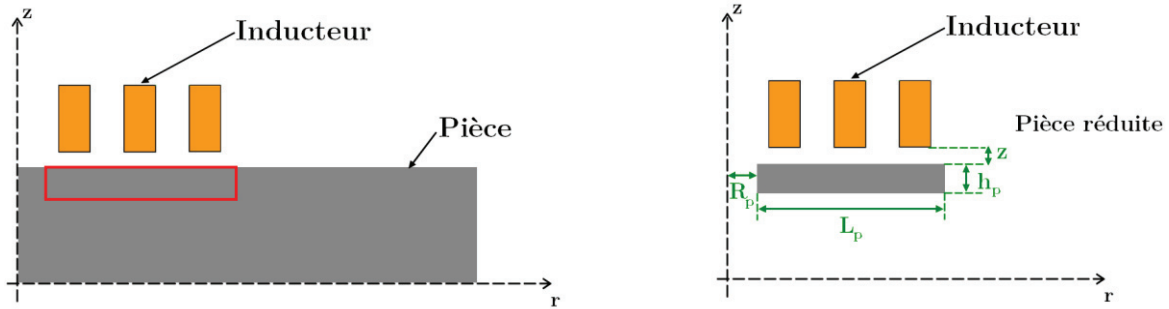


Figure II.15 — Réduction de la pièce pour les calculs de l'inductance propre de la pièce et de l'inductance mutuelle.

La formule (II.15) utilisée pour déterminer l'inductance propre de l'inducteur n'est pas adaptée au calcul de l'inductance propre de la pièce comme modélisée dans Figure II.15. Cette dernière est prévue pour un inducteur en spirale et non en tore de section rectangulaire. Des formules relativement simples et précises ont été développées par Wheeler pour calculer l'inductance propre pour ce type de géométrie [82]. La relation (II.21) utilise le système impérial, donc les distances doivent être converties en *inches*.

$$L_{ep} = \frac{a^2 n^2}{9a + 11c} \quad (\text{II.21})$$

Avec :

$$\begin{cases} a = R_p + \frac{1}{2}L_p \\ c = h_p \end{cases} \quad (\text{II.22})$$

Dans le cas de la pièce, le nombre de spires  $n = 1$ . Pour les dimensions de la pièce réduite définies précédemment, l'inductance est égale à :

$$L_{ep} = 51,4 \text{ nH} \quad (\text{II.23})$$

Le calcul de l'inductance mutuelle entre l'inducteur et la pièce tient compte des paramètres géométriques de chaque élément, mais aussi de leur placement relatif. L'inducteur et la pièce sont coaxiaux et séparés d'une distance  $z = 1$  mm. Il est possible d'utiliser la relation suivante donnée par Maxwell [83] pour calculer l'inductance mutuelle  $M_{iep}$ .

$$M_{eip} = 8\pi \frac{\sqrt{Aa}}{\sqrt{k_1}} [K(k_1) - E(k_1)] \quad (\text{II. 24})$$

Dans cette relation, les rayons moyens de l'inducteur  $a$  et de la pièce  $A$  sont utilisés ainsi qu'un facteur  $k_1$  dépendant de ces mêmes rayons ainsi que de la distance  $z$ . Les fonctions  $K$  et  $E$  sont les intégrales elliptiques de premier et second type.

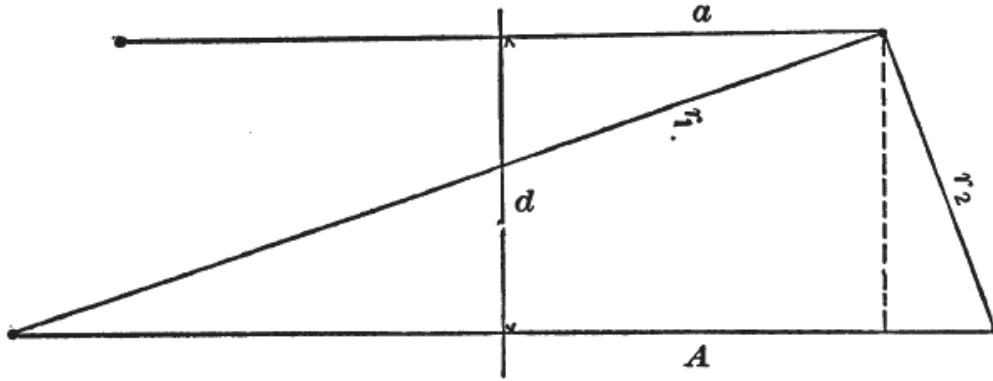


Figure II.16 — Représentation des paramètres pour le calcul de l'inductance mutuelle entre l'inducteur de rayon  $a$  et la pièce de rayon  $A$  [83].

Avec les paramètres géométriques de l'inducteur et de la pièce, les paramètres pour le calcul de l'inductance mutuelle peuvent s'exprimer de la façon suivante :

$$\begin{cases} a = R_{int} + \frac{1}{2}(e c_{spire} + L_{spire})(n - 1) \\ A = R_p + \frac{1}{2}L_p \\ d = z \end{cases} \quad (\text{II. 25})$$

Ainsi le facteur  $k_1$  s'exprime de la façon suivante :

$$k_1 = \frac{r_1 - r_2}{r_1 + r_2} \quad (\text{II. 26})$$

Les paramètres  $r_1$  et  $r_2$  sont liés aux rayons moyens  $a$  et  $A$  ainsi qu'à la distance  $d$  tels que :

$$\begin{cases} r_1 = \sqrt{(A + a)^2 + d^2} \\ r_2 = \sqrt{(A - a)^2 + d^2} \end{cases} \quad (\text{II. 27})$$

L'inductance mutuelle  $M_{ip}$  obtenue avec la relation (II. 24) pour l'inducteur et la pièce situés à une distance de 1 mm est de :

$$M_{iep} = 35,5 \text{ nH} \quad (\text{II. 28})$$



Connaissant l'inductance propre de l'inducteur  $L_{ind}$ , de la pièce en dessous  $L_{ep}$  ainsi que de l'inductance mutuelle  $M_{iep}$ , il est possible de déterminer l'inductance totale vue par l'inducteur avec la relation suivante :

$$L_T = L_{ind} + L_{ep} - 2M_{iep} \quad (\text{II. 29})$$

Avec les résultats précédents, l'inductance vue par l'inducteur vaut :

$$L_T = 236 \text{ nH} \quad (\text{II. 30})$$

Cette valeur d'inductance dépend donc principalement de l'inductance de l'inducteur. Il s'agit de la première étape dans le dimensionnement du système de stockage d'énergie ainsi que du générateur d'impulsions électromagnétiques. Cependant, les calculs effectués dans cette section ne tiennent pas compte de la fréquence. En effet, la valeur de l'inductance est réduite pour des fréquences de fonctionnement relativement hautes à cause de l'effet de peau.

### 3.1.2.2 Calcul de l'inductance propre par éléments finis

Les résultats précédents sont issus de calculs analytiques ne tenant pas compte de l'effet de peau. Dans ces calculs, la répartition de la densité de courant est supposée uniforme sur toute la section conductrice. En conséquence, les effets de peau intervenant dans l'inducteur et dans la pièce en regard ne sont pas considérés. En première approximation, la section de conducteur contribuant à la circulation du courant ou section efficace est réduite en fonction de la fréquence du courant  $f$ , de la conductivité électrique du matériau  $\sigma$  et de sa perméabilité magnétique  $\mu$  (II. 31).

$$\delta \propto \frac{1}{\sqrt{\pi f \sigma \mu}} \quad (\text{II. 31})$$

Si la section efficace est diminuée, la densité de courant sera localement plus élevée en surface du conducteur et le champ magnétique produit sera différent ((II. 8) et (II. 9)). L'effet de proximité va également réduire cette section efficace.

Pour avoir une meilleure précision sur la valeur de l'inductance de l'inducteur et tenir compte de la fréquence du courant dans les conducteurs, une étude de l'ensemble constitué par l'inducteur et la pièce (Figure II.17) a été réalisée sous le logiciel ANSYS [84]. La suite ANSYS est un logiciel de calculs par éléments finis qui propose plusieurs modules multiphysiques. Le module Q3D permet de réaliser des calculs d'impédances d'un modèle 3D défini au préalable.

Les dimensions de l'inducteur sont celles qui ont été utilisées dans la partie 3.1.2.1. et la pièce est modélisée par un cylindre. Les dimensions et la nature des matériaux pour les éléments utilisés sont regroupées dans la Table II.1.

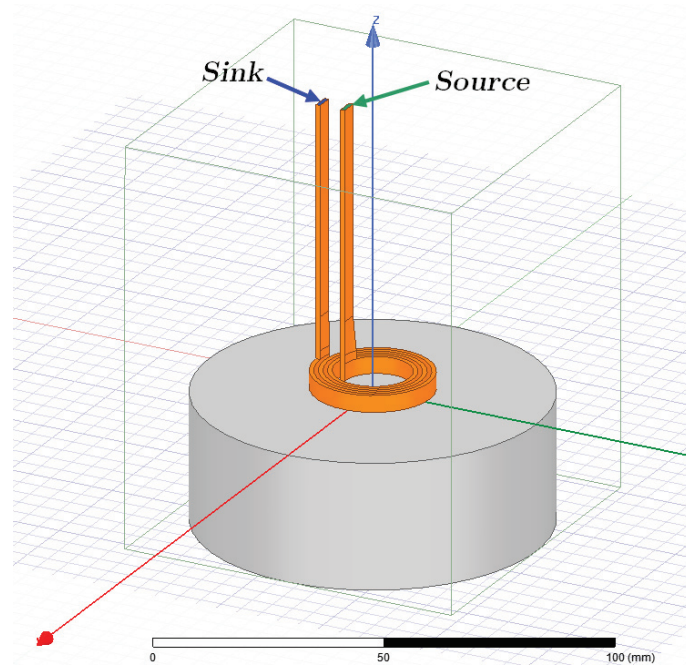


Figure II.17 — Modélisation de l'inductance (en orange) et de la pièce (en gris) sous Q3D.

Table II.1 — Paramètres géométriques et matériaux pour le calcul d'impédance sous Q3D.

<b>Inducteur</b>	
Forme	Spirale
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Perméabilité relative	1
Nombre de spires	3
Section de spire	$4 \times 1 \text{ mm}^2$
Rayon de la première spire	8 mm
Distance interspire	1 mm
<b>Éprouvette</b>	
Forme	Cylindrique
Matériau	Aluminium
Conductivité électrique	38 MS/m
Perméabilité relative	1,000021
Diamètre	80 mm
Hauteur	30 mm
Distance inducteur	1 mm
<b>Environnement</b>	
Matériau	Air
Conductivité électrique	0 S/m
Perméabilité relative	1
<b>Configuration</b>	
Fréquences	0 – 100 kHz
Pas de fréquence	100 Hz

Le modèle utilisé pour l'inducteur dispose également d'une ébauche de connecteurs. Dans le cadre des calculs réalisés sous Q3D, il est nécessaire d'indiquer au logiciel une borne d'entrée ou de *source* ainsi qu'une borne de sortie ou de *sink*. La *source* est placée sur le connecteur intérieur de l'inducteur et le *sink* sur le connecteur extérieur (Figure II.17). Q3D simule une excitation entre ces deux bornes pour une fréquence donnée afin de déterminer la valeur de la résistance et de l'inductance entre ces bornes. Avec les paramètres géométriques et matériaux établis dans la Table II.1, l'impédance de l'inducteur a été déterminée pour une plage de fréquence comprise entre 0 Hz et 100 kHz. Comme le présente la Figure II.18, l'inductance totale de l'inducteur diminue fortement en fonction de la fréquence. À titre de comparaison avec les résultats analytiques obtenus précédemment (3.1.2.1), l'inductance totale  $L_T$  pour une fréquence proche de 0 Hz obtenu avec Q3D est de 255 nH soit une différence de 8 %. Ce faible écart entre les résultats analytiques et numériques permet de valider que les hypothèses établies pour le calcul analytique sont correctes, mais aussi que le calcul numérique est fiable.

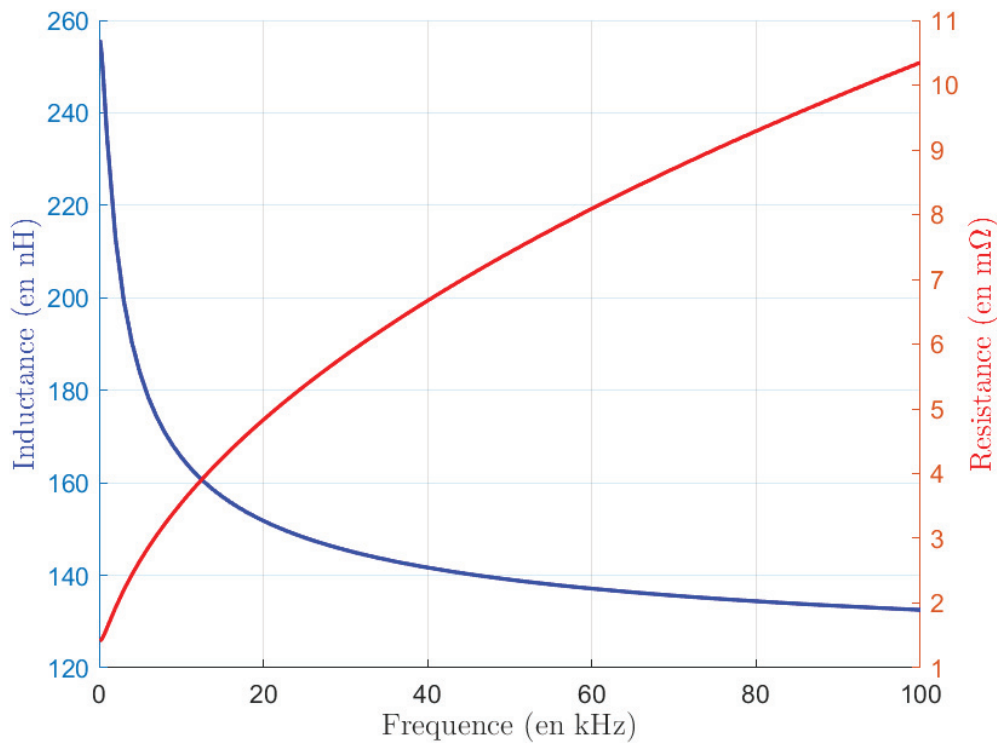


Figure II.18 — Résultats des calculs de la résistance et de l'inductance sous Q3D.

La fréquence théorique pour l'EMP imposée par le cahier des charges (I.3.2) est de 35 kHz. Pour cette fréquence les valeurs de l'inductance et de la résistance de l'inducteur sont :

$$\begin{cases} L_T = 143,4 \text{ nH} \\ R_T = 6,3 \text{ m}\Omega \end{cases} \quad (\text{II. 32})$$

Ces valeurs d'inductance et de résistance vont être utilisées pour le dimensionnement du stockage d'énergie capacitif.

### 3.1.3 Tenue électrique et mécanique de l'inducteur

L'inducteur va être soumis à des décharges de courant intenses qui vont engendrer des efforts mécaniques importants dans la pièce à traiter ainsi que dans l'inducteur lui-même. Au vu des dimensions de l'inducteur, ces efforts mécaniques, bien supérieurs à 150 MPa (limite élastique du cuivre), vont probablement déformer l'inducteur jusqu'à rupture. Les impulsions de courant vont également induire un échauffement de l'inducteur par effet joule. En première approximation, l'inducteur risque de subir des élévations de température d'environ 80°C à chaque impulsion. De plus, la proximité des spires les unes des autres pose un problème d'isolation électrique. Ce problème est également présent entre la pièce et l'inducteur vu que l'inducteur ne sera qu'à 1 mm au-dessus de la pièce. Comme le système de stockage sera un stockage capacitif, cela implique l'utilisation de tensions relativement élevées pour accomplir les décharges de courant. Il y a un risque de formation d'un arc électrique entre les spires.

Pour limiter ces différents problèmes d'ordre mécanique, thermique et électrique également rencontrés en EMF mais dans des proportions supérieures, il est possible d'utiliser une résine époxy pour encapsuler l'inducteur dedans. Il existe un grand nombre de résines disponibles disposant d'une rigidité diélectrique suffisante. Cependant, la plupart de ces résines sont avant tout des résines isolantes, et elles disposent de caractéristiques mécaniques insuffisantes pour garantir la tenue mécanique de l'inducteur. Une autre solution est d'utiliser de la résine époxy est l'utilisation d'un matériau solide usiné avec l'empreinte de l'inducteur. Dans les travaux réalisés par VanBenthysen, du polycarbonate préalablement usiné avec l'empreinte de l'inducteur [77] a été utilisé plutôt qu'une simple résine époxy. Ainsi l'inducteur était maintenu mécaniquement. Toutefois, de la résine a été utilisée pour combler les derniers espaces entre l'inducteur et le polycarbonate. Cette étape permet d'améliorer l'isolation électrique de l'inducteur par rapport à son environnement et permet d'éviter l'apparition de décharges partielles. L'utilisation d'autres matériaux est possible comme les matériaux stratifiés. Il s'agit le plus souvent de feuilles de fibres de verre imprégnées avec de la résine époxy pour améliorer les propriétés mécaniques tout en conservant une bonne tenue électrique. Cette dernière a été retenue pour assurer le maintien de l'inducteur.

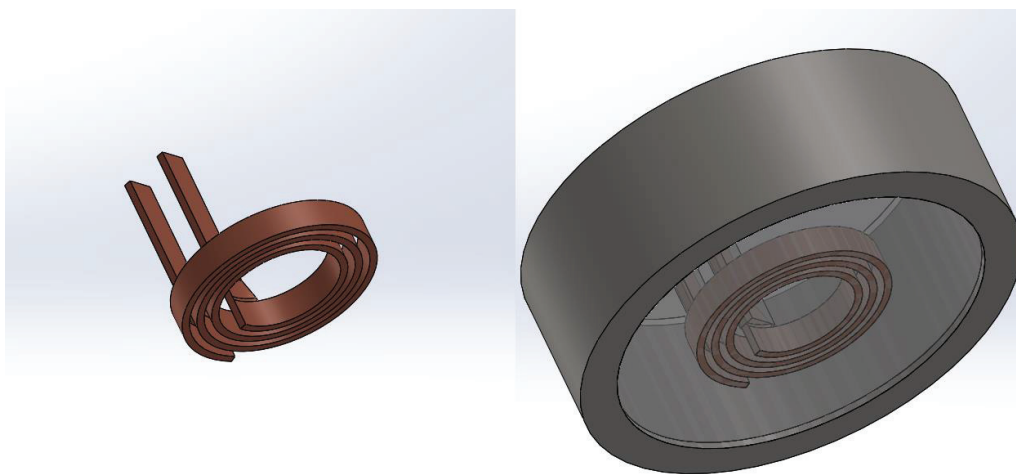


Figure II.19 — Schéma de principe de protection de l'inducteur. L'inducteur est encapsulé dans un matériau isolant entouré d'une coque en acier inox.

Pour contenir la résine ou le matériau isolant qui sera utilisé, il a été décidé d'ajouter une coque en acier inox. Cette coque ou blindage a un rôle de protection pour les utilisateurs en cas de rupture de l'inducteur sous les efforts mécaniques intenses. Ce tube dispose d'un diamètre suffisamment grand pour ne pas interagir magnétiquement avec l'inducteur.

## 3.2 Système de stockage d'énergie

Le système de stockage capacitif est largement utilisé pour les systèmes de stockage d'énergie des générateurs d'impulsions. Cette technologie est notamment utilisée pour l'EMF ou la génération de plasma. Au vu des gammes de courant et des tensions mises en jeu dans les technologies citées précédemment, le choix de la technologie des condensateurs s'est orienté vers des condensateurs en film de polypropylène métallisé [45], [47].

Cette partie va être consacrée à l'évaluation de la capacité nécessaire pour le système de stockage capacitif pour répondre au besoin de l'EMP. Cette valeur va être évaluée en fonction des paramètres électriques du montage ainsi que de la pseudo-fréquence de fonctionnement du générateur d'impulsions. Cette fréquence de fonctionnement est dépendante de la valeur de la capacité, mais aussi de l'inductance globale du montage.

Comme un seul condensateur ne pourra certainement pas répondre au besoin de l'EMP, une association de condensateurs devra être pensée de façon à disposer de la bonne valeur de capacité tout en minimisant l'impédance parasite de l'ensemble.

### 3.2.1 Paramètres électriques du stockage diélectrique

Le montage pour le générateur d'impulsions peut simplement être modélisé par un système RLC (Figure I.23). Un ensemble de condensateurs est initialement chargé à une tension  $V_0$  à l'aide d'une source d'alimentation puis déchargé via un interrupteur à fermeture (éclateur) dans une charge RL. Les valeurs de la résistance R et de l'inductance L correspondent aux valeurs globales du circuit. Ces deux termes incluent les valeurs de résistance et d'inductance parasites dues aux connexions, aux bus barres, à l'éclateur et à l'inducteur.

Pour calculer les paramètres électriques du montage, il est nécessaire de connaître les valeurs de la résistance et de l'inductance globales du montage. Cependant l'inductance et la résistance ajoutées par les connecteurs électriques du montage, les bus barres et l'éclateur doivent être connues. Il est également nécessaire de prendre en compte l'inductance parasite que va ajouter le système de stockage. Dans un premier temps, une estimation de ces paramètres a été choisie pour permettre les calculs. La résistance et l'inductance parasites du montage ont été établies respectivement à  $R_p = 20 \text{ m}\Omega$  et  $L_p = 250 \text{ nH}$  (annexe V.1).

Ainsi il est possible de déterminer la valeur de l'amortissement  $\xi$  à partir de l'expression (V.15), présente en annexe V.2, et sachant que le cahier de charges indique une fréquence  $f_0 = 35 \text{ kHz}$ .

$$\xi \approx 0,15 \tag{II.33}$$

Cette valeur confirme qu'avec ces conditions, le dispositif devrait fonctionner en régime pseudopériodique. De plus, avec l'expression de la pulsation propre du montage (V. 12), présentée en annexe V.2, il est possible de remonter à la valeur de la capacité des condensateurs :

$$C = \frac{1}{L\omega_0^2} \quad (\text{II. 34})$$

En tenant compte de l'inductance parasite du montage et de l'inductance globale de l'inducteur, le système de stockage doit avoir une capacité de :

$$C = 53 \mu F \quad (\text{II. 35})$$

D'après la valeur  $\xi$  (II.33), le générateur d'impulsions fonctionnera en régime pseudopériodique. Au vu de la structure adoptée (Figure II.3), la présence de diode de blocage permet de ne pas avoir de pseudo-oscillation dans le montage. L'allure du courant sera bien celle définie en Figure II.2.

Dans le cadre d'un fonctionnement en régime pseudopériodique, la solution (V. 13), présentée en annexe V.2, du courant issue de l'équation différentielle (V. 11) s'exprime de la façon suivante :

$$i(t) = e^{-\alpha t}(A_1 \sin(\omega_D t) + A_2 \cos(\omega_D t)) \quad (\text{II. 36})$$

Avec :

$$\omega_D = \omega_0 \sqrt{|\xi^2 - 1|} \quad (\text{II. 37})$$

Dans le cas d'un système se déchargeant, les conditions initiales imposées :

$$\begin{cases} A_1 = \frac{V_0}{\omega_D L} \\ A_2 = 0 \end{cases} \quad (\text{II. 38})$$

Ainsi l'expression du courant lors d'une décharge est de la forme suivante :

$$i(t) = \frac{V_0}{\omega_D L} e^{-\alpha t} \sin(\omega_D t) \quad (\text{II. 39})$$

À partir de cette solution, le courant maximum  $I_{Max}$  est atteint pour un temps  $t=T_D/4$  avec :

$$T_D = \frac{\omega_0}{2\pi} \sqrt{|\xi^2 - 1|} \quad (\text{II. 40})$$

Et donc :

$$I_{Max} = \frac{V_0}{\omega_D L} e^{-\frac{\alpha T_D}{4}} \quad (\text{II. 41})$$

Connaissant le courant maximum et les paramètres électriques, il est possible de remonter à la tension de charge des condensateurs :

$$V_0 = I_{Max} \omega_D L e^{\frac{\alpha T_D}{4}} \quad (\text{II. 42})$$

Pour un courant  $I_{Max} = 170 \text{ kA}$  comme choisi dans la partie 3.1.1.6, la tension de charge maximum des condensateurs doit être de :

$$V_0 = 18,4 \text{ kV} \quad (\text{II. 43})$$

Compte tenu de la valeur de la capacité  $C = 53 \mu\text{F}$  ainsi que la tension nominale  $V_0 = 18,4 \text{ kV}$  des condensateurs, il est peu probable de trouver un unique condensateur ayant une telle capacité  $C$  et tension nominale  $V_0$ . Si toutefois un tel condensateur existe, il y a de fortes chances qu'il dispose d'une résistance et d'une inductance parasite bien plus élevées qu'une association de plusieurs condensateurs de capacité plus faible en parallèle.

### 3.2.2 Choix des condensateurs

D'après les caractéristiques électriques déterminées dans la partie précédente (3.2.1), il est possible de trouver des références de condensateurs disposant d'une tension nominale suffisante pour permettre une simple association en parallèle de condensateurs. Parmi les références disponibles, les condensateurs ne sont pas en mesure de fournir un courant suffisant d'après les caractéristiques constructeur. Après une prise de contact avec la société Exxelia Technologies, fabricant de condensateurs pour les domaines du génie électrique, une solution a été trouvée. Une série de condensateurs en film de polypropylène métallisé (Figure II.20) a été réalisée par cette société pour convenir aux caractéristiques électriques demandées pour l'EMP.

Les condensateurs sont d'une capacité unitaire de  $2,6 \mu\text{F}$  avec une tension nominale de  $20 \text{ kV}$ . Afin de satisfaire les conditions exposées à la partie 3.2.1, il faut au moins 20 condensateurs en parallèle. D'après les données du constructeur, chaque condensateur peut fournir un courant maximum de  $8,2 \text{ kA}$  durant  $16 \mu\text{s}$ . Pour un banc de constitué de 20 condensateurs en parallèle, il est donc possible d'obtenir un courant maximum de  $164,5 \text{ kA}$ . Pour ne pas sursolliciter les condensateurs lors des décharges, il est préférable de prendre plus de condensateurs. Un banc de 24 condensateurs en parallèle a ainsi été réalisé avec une capacité totale  $C = 62,4 \mu\text{F}$ . En considérant toujours les mêmes caractéristiques électriques utilisées pour le dimensionnement du banc de condensateurs, le générateur d'impulsions électromagnétiques fonctionnera avec une fréquence de :

$$f_0 = 32,2 \text{ kHz} \quad (\text{II. 44})$$



Figure II.20 — Vue d'un des condensateurs du banc de stockage d'énergie. Condensateur au polypropylène métallisé de capacité de  $2,6 \mu F$  et de tension nominale de 20 kV.

Pour maintenir mécaniquement ce banc de condensateurs et assurer une bonne conduction électrique, les condensateurs ont été montés sur une structure. Chaque côté de la structure est relié aux pôles des condensateurs et la connexion au reste du montage est effectuée via un connecteur central (Figure II.21). Les condensateurs ont été montés selon deux cercles sur ce support pour faire en sorte que l'impédance vue par chaque condensateur soit similaire (Figure II.22). Chaque condensateur sera sollicité de façon identique lors de chaque décharge.



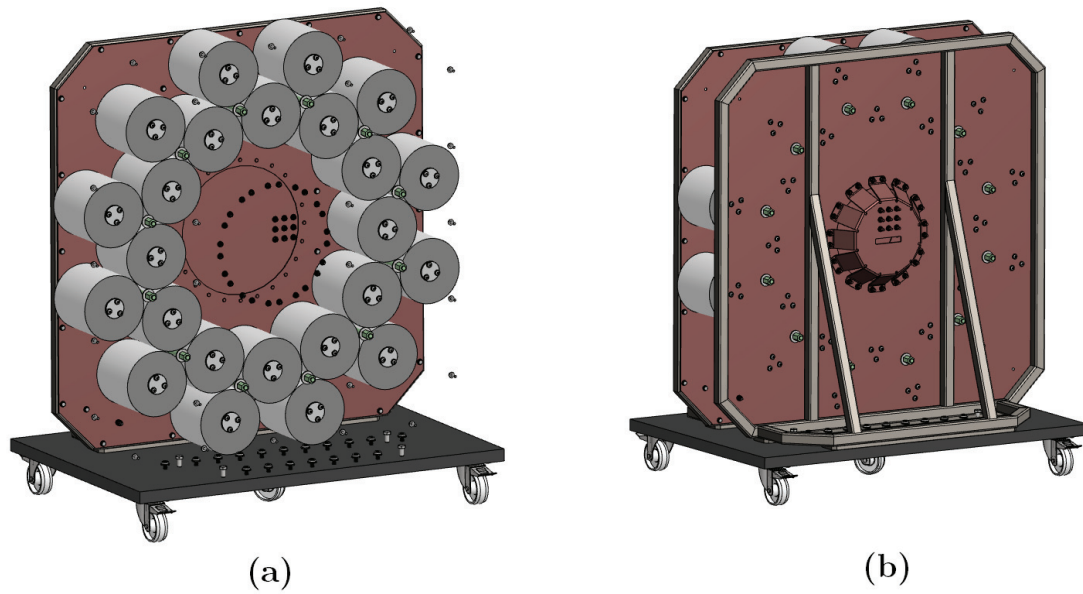


Figure II.21 — Banc de condensateurs pour l'EMP. (a) vue sur la répartition interne des condensateurs, (b) vue complète du banc de condensateurs.



Figure II.22 — Banc de condensateurs pour l'EMP.

### 3.3 Éclateur

Le générateur d'impulsions électromagnétique avec la structure proposée (Figure II.3) nécessite l'utilisation d'un interrupteur à fermeture. Comme ce dispositif est un premier prototype pour la mise en compression par impulsions électromagnétiques, il est préférable de disposer d'un interrupteur fiable et robuste. Bien connu dans le domaine des générateurs d'impulsions, l'éclateur à amorçage spontané est un candidat idéal pour cette application.

Comme le montage est un circuit RLC, le courant maximum dans le circuit ainsi que la montée en courant sont imposés par les conditions électriques du circuit. La tension de charge des condensateurs est la seule condition pour modifier l'amplitude du courant injecté dans l'inducteur. Comme la tension d'amorçage de l'éclateur est liée à la distance entre ces deux électrodes, il suffit de modifier cette distance pour modifier la tension de charge maximum des condensateurs et *in fine* le courant maximum. Une autre façon de régler la tension d'amorçage est de changer la pression à l'intérieur de l'éclateur. Cette fonctionnalité n'est pas toujours disponible sur les éclateurs commerciaux. Un autre facteur à prendre en compte dans le choix d'un tel interrupteur est la disponibilité de la référence. Comme les caractéristiques recherchées sont peu communes, la plupart des références disposent d'un délai d'approvisionnement et un coût conséquent.

#### 3.3.1 Conception de l'éclateur

Au vu des difficultés à trouver une référence en mesure de disposer des caractéristiques en courant, en énergie ainsi qu'avec une amplitude de tension d'amorçage relativement importante, la solution la plus adéquate a été de réaliser un éclateur dédié pour cette application.

##### 3.3.1.1 Géométrie de l'éclateur

Le choix de la géométrie de l'éclateur est basé sur une structure simple. Les supports extérieurs de l'éclateur sont en matériaux isolants pour garantir l'isolation électrique entre les deux électrodes. Les électrodes sont constituées de cylindre massif de 60 mm de diamètre en cuivre pour permettre une bonne conduction électrique et thermique. Comme le cuivre a une température de fusion relativement faible, il est possible d'avoir une érosion relativement rapide des électrodes en comparaison à des électrodes réalisées avec des matériaux plus exotiques comme un alliage de cuivre-tungstène. Pour limiter cette érosion, un congé de 5 mm a été ajouté sur les arêtes des électrodes au niveau de la zone d'amorçage. Ceci a été fait dans le but d'avoir une répartition relativement homogène des lignes de champs électriques dans cette zone. Ainsi, la probabilité d'amorçage est identique sur toute la surface des électrodes permettant une érosion plus uniforme sur la surface des électrodes et prolonger leur espérance de vie. Le diélectrique dans l'éclateur est de l'air à pression d'une atmosphère.

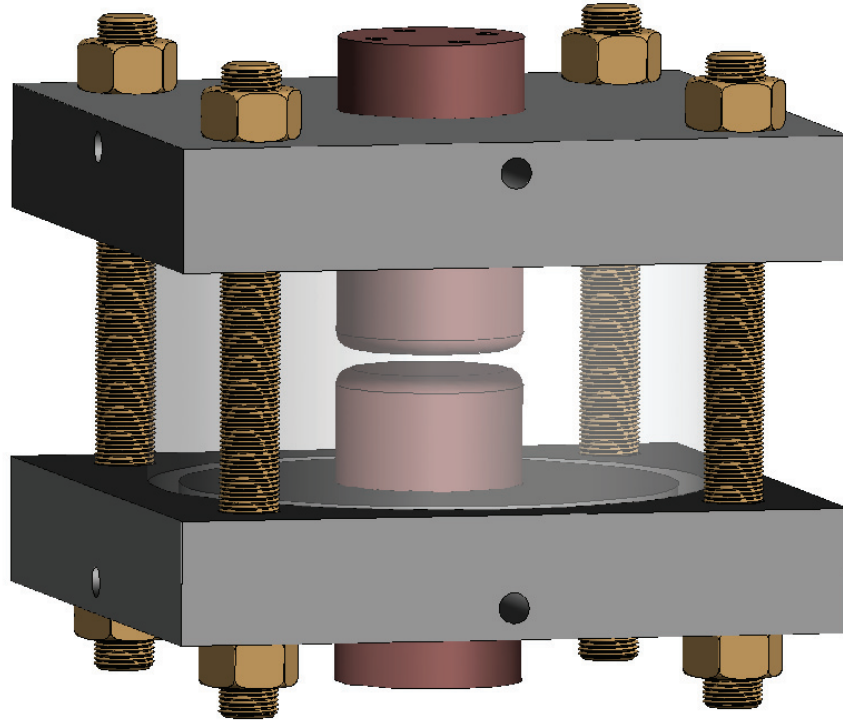


Figure II.23 — Visualisation 3D de l'éclateur pour le générateur d'impulsions électromagnétiques.

Avec cette configuration, la distance des électrodes peut être ajustée jusqu'à une distance de 20 mm. Pour de l'air avec une rigidité diélectrique de 3,6 kV/mm, alors la tension d'amorçage maximale est de 72 kV. Cette valeur est amplement suffisante pour le générateur d'impulsions et laisse une possibilité de réutilisation de l'éclateur si la tension de fonctionnement des condensateurs est augmentée.

### 3.3.1.2 Capacité parasite de l'éclateur

Un éclateur n'est pas interrupteur parfait et dispose d'éléments parasites qu'il est possible de déterminer. Il est possible d'assimiler un éclateur à une association d'un condensateur  $C_g$  en parallèle à un ensemble  $R_s L_s$  [46] (Figure II.24).

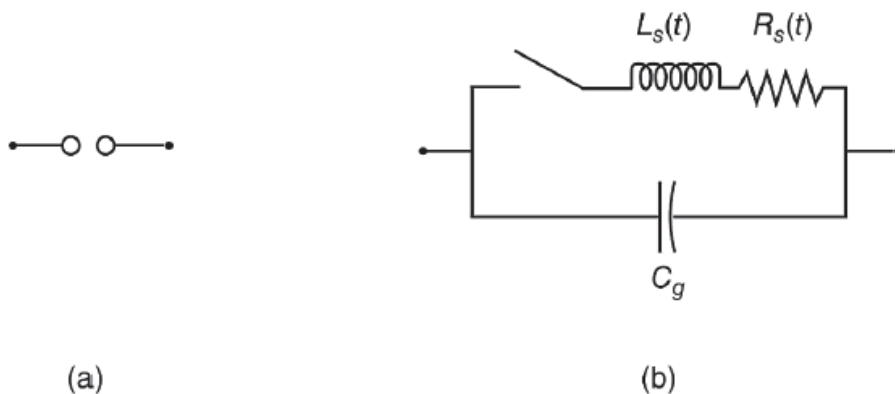


Figure II.24 — Circuit électrique équivalent d'un éclateur.  $R_s$  et  $L_s$  représentent la résistance et l'inductance de l'arc électrique et  $C_g$  la capacité parasite de l'éclateur [46].

Lorsque l'éclateur est ouvert, il se comporte comme un condensateur. La relation basique permet d'évaluer la valeur de la capacité parasite de cet éclateur.

$$C_g = \frac{\epsilon_r \epsilon_0 A}{d} \quad (\text{II. 45})$$

Avec :

- $\epsilon_r$ , la perméabilité relative du diélectrique entre les électrodes ;
- $\epsilon_0$ , la perméabilité diélectrique du vide ;
- $A$ , la surface des électrodes en  $\text{m}^2$  ;
- $d$ , la distance entre les électrodes en mètre.

Cette valeur est inversement proportionnelle à l'écartement des électrodes de l'éclateur. Elle pourra donc être ajustée en fonction de la tension de fonctionnement du dispositif et *in fine* du courant maximum de la décharge. Afin de maximiser cette valeur, une distance minimale  $d = 1 \text{ mm}$  est choisie. Cette distance correspond à un déclenchement à  $3,6 \text{ kV}$ , soit en utilisant la relation (II. 41) un courant maximum  $I_{Max} = 9 \text{ kA}$ . Avec ces conditions, la capacité de l'éclateur est égale à :

$$C_g = 25 \text{ pF} \quad (\text{II. 46})$$

Cette valeur maximale est largement négligeable devant le banc de condensateurs avec une capacité de  $62 \mu\text{F}$ .

### 3.3.1.3 Évaluation de l'impédance de l'arc électrique

Lors du fonctionnement de l'éclateur, un arc électrique se forme permettant au courant électrique de circuler de l'électrode d'entrée vers l'électrode reliée à la charge. Cet arc électrique est un conducteur et dispose d'une résistance et d'une inductance série qui peuvent être déterminées.

La valeur de la résistance de l'arc électrique peut-être calculée via la relation empirique de Toepler [46] qui s'exprime de la façon suivante :

$$R_s = \frac{K_T d}{Q} \quad (\text{II. 47})$$

Où  $K_T = 0,8 \times 10^{-3}$  est une constante de Toepler pour de l'air à une pression de 1 bar,  $d$  la distance entre les électrodes en mètre et  $Q$  la charge transférée s'exprimant en A.s par l'éclateur pendant son fonctionnement. Le cas où cette résistance sera la plus élevée sera dans les conditions de la partie 3.3.1.2. La charge transférée  $Q$  domine le terme  $K_T d$ . Dans ces conditions, la résistance de l'arc pour une faible décharge est égale à :

$$R_s = 12,3 \mu\Omega \quad (\text{II. 48})$$

Pour déterminer l'inductance de l'arc électrique, il est possible de considérer l'arc comme étant un fil et d'après Martin [85] l'inductance de cet arc est égale à :

$$L_s = 14d \quad (\text{II. 49})$$

$L_s$  est exprimée en nanohenry et dépend uniquement de la distance  $d$  en centimètre entre les électrodes. Toujours de façon à maximiser les valeurs des éléments parasites, le cas le plus défavorable sera lorsque la distance  $d$  sera maximum. C'est-à-dire pour une tension d'amorçage de 20 kV. En considérant le gaz contenu dans l'éclateur comme étant de l'air, la distance  $d$  de fonctionnement pour une tension de 20 kV sera de 5,6 mm. Avec cette condition appliquée à la formule (II. 49), l'inductance de l'arc sera de :

$$L_s = 7,8 \text{ nH} \quad (\text{II. 50})$$

Les valeurs déterminées à l'aide des relations précédentes montrent que les éléments parasites ajoutés par l'éclateur restent négligeables devant les paramètres électriques choisis dans la partie 3.2.1. Il est possible de dire que l'impédance de l'éclateur est suffisamment faible pour ne pas avoir une influence trop importante sur le fonctionnement du générateur d'impulsions électromagnétiques.

## 4 Modélisation électromagnétique

La mise en compression par impulsion électromagnétique nécessitait le développement d'un générateur d'impulsions électromagnétiques avec des caractéristiques électriques particulières. Les différents éléments de ce prototype ont été dimensionnés dans la partie précédente (3).

L'objectif du dimensionnement de l'inducteur est fondé sur l'obtention d'un champ magnétique suffisamment intense et rapide. La géométrie adoptée précédemment (3.1.1.6) permet d'obtenir des résultats permettant de répondre au besoin de l'EMP. Pour valider le dimensionnement précédent, une modélisation électromagnétique transitoire du procédé a été réalisée sous le logiciel ANSYS avec l'extension électromagnétique Maxwell3D.

Les résultats issus de cette simulation seront ensuite analysés et comparés aux résultats issus des calculs analytiques pour valider les paramètres précédemment calculés.

### 4.1 Paramètres de la simulation

Ce calcul a pour objectif de valider les paramètres géométriques de l'inducteur ainsi que les paramètres électriques du montage. En utilisant le module Maxwell3D, il sera possible d'obtenir le champ magnétique produit par l'inducteur lorsqu'il est soumis à une impulsion de courant. Cette impulsion de courant pourra être modélisée à partir de la modélisation du montage RLC avec les paramètres définis précédemment (3). Ce module permet de réaliser des calculs électromagnétiques transitoires à basse fréquence. Maxwell3D faisant partie de la suite ANSYS.

La configuration géométrique adoptée pour ce calcul est similaire à celle utilisée pour le calcul de l'impédance de l'ensemble formé par l'inducteur et une pièce massive. Cependant quelques modifications géométriques sont présentes dans le calcul sous Maxwell3D. Concernant l'inducteur, il est issu du modèle numérique employé dans le calcul Q3D (3.1.2.2). Aucun changement concernant sa géométrie ainsi que les propriétés du matériau qui le compose n'ont été effectués. La pièce cible a été changée pour un pavé dont les dimensions sont définies dans la Table II.2. Cette géométrie se rapproche davantage des futures éprouvettes qui seront utilisées avec le prototype. Comme dans la simulation sous Q3D, le matériau utilisé est un alliage d'aluminium dont les propriétés sont également définies dans la Table II.2 et cette pièce est placée sous l'inducteur à une distance de 1 mm.

Les connexions électriques de l'inducteur sont également présentes et permettent de définir les bornes d'entrée et de sortie du courant pour les calculs. Sous Q3D, les bornes dites de *source* et *sink* définissent respectivement les bornes d'entrée et de sortie de courant de l'inducteur sous Maxwell3D. La résistance et l'inductance électriques de l'inducteur sont considérées entre ces bornes pour former un « *winding* ». Ce *winding* peut ensuite être utilisé sous une autre extension d'ANSYS Simplorer, logiciel de simulation de circuit électrique, sous forme d'un composant électrique. L'excitation appliquée à l'inducteur va être définie par un circuit externe sous Simplorer où les valeurs électriques des différents blocs seront implémentées.

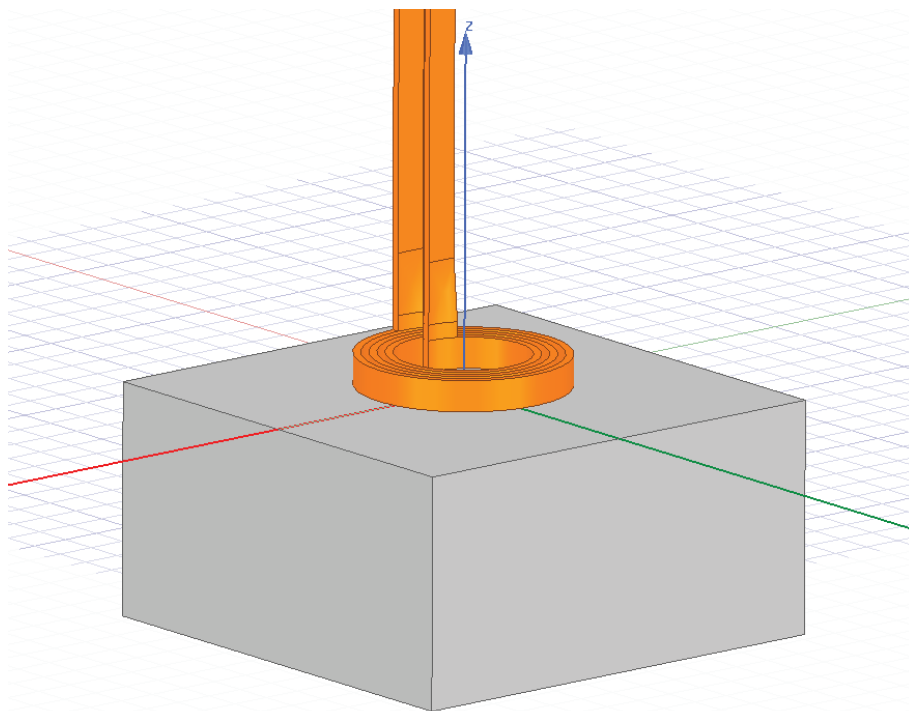


Figure II.25 — Modèle géométrique de l'ensemble formé par l'inducteur (en orange) et par la pièce (en gris).

Dans la partie précédente (2.2), le profil de courant utilisé dans la modélisation par Sonde est présenté (Figure II.2). Le montage du circuit pour le prototype EMP a été réalisé pour générer des impulsions de courant ayant la même allure. Dans le cadre de cette simulation

électromagnétique, il n'est pas nécessaire de modéliser des temps supérieurs à une demi-pseudopériode étant donné que le courant circulant dans l'inducteur sera nul. En conséquence, le temps de calcul sous Maxwell3D ne dépassera pas une demi-pseudopériode soit  $16 \mu\text{s}$  avec un pas de temps de  $1 \mu\text{s}$ .

Table II.2 — Paramètres géométriques et matériaux pour la modélisation sous Maxwell3D

<b>Inducteur</b>	
Forme	Spirale
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Perméabilité relative	1
Nombre de spires	3
Section de spire	$4 \times 1 \text{ mm}^2$
Rayon de la première spire	8 mm
Distance interspire	1 mm
<b>Éprouvette</b>	
Forme	Pavé
Matériau	Aluminium
Conductivité électrique	38 MS/m
Perméabilité relative	1,000021
Largeur	60 mm
Profondeur	60 mm
Hauteur	30 mm
Distance inducteur	1 mm
<b>Environnement</b>	
Matériau	Air
Conductivité électrique	0 S/m
Perméabilité relative	1
<b>Configuration</b>	
Temps de calcul	$16 \mu\text{s}$
Pas de temps	$1 \mu\text{s}$

## 4.2 Circuit électrique équivalent

Pour effectuer les calculs sous Maxwell3D, il est indispensable de disposer du profil de courant circulant dans l'inducteur. Pour déterminer ce profil, il est possible d'utiliser l'extension d'ANSYS Simplorer pour réaliser ce calcul partant des paramètres électriques du montage. Le dispositif EMP met en œuvre un montage RLC décrit plus en détail sur la Figure II.3. Les calculs sont effectués sur un intervalle de temps de  $16 \mu\text{s}$  avec un pas de temps de  $1 \mu\text{s}$ . Cette période de temps correspond à une demi-pseudopériode pour le courant  $i(t)$ . Ce choix temporel permet de ne pas inclure les diodes dans le schéma sous Simplorer, car le fonctionnement de ces diodes interviendra après une demi-pseudopériode.

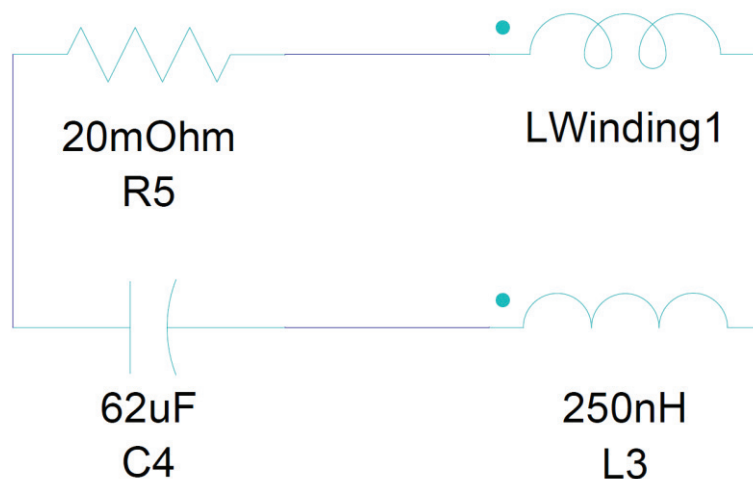


Figure II.26 — Schéma électrique simplifié utilisé pour la simulation électromagnétique. La résistance électrique globale du montage est modélisée par R5, l'inductance totale du montage par L3 et le banc de condensateurs par C4. LWinding1 correspond au modèle numérique de l'inducteur.

Avec les considérations précédentes, le schéma électrique utilisé pour ce calcul est relativement simpliste. Il est constitué d'un condensateur C4 modélisant le banc de condensateurs. Ces condensateurs sont supposés préchargés à une tension de 18,4 kV, qui correspond à la tension des condensateurs pour obtenir un courant théorique de 170 kA (II.43). La résistance R5 et l'inductance L3 modélisent la résistance et l'inductance totale du montage définies dans la partie 3.2. L'inductance référencée *LWinding1* sur le schéma de la Figure II.26 correspond à l'inducteur. Cet élément permet de faire le lien entre le schéma électrique sous Simplorer avec les bornes de l'inducteur définies dans le modèle Maxwell3D. La résistance et l'inductance de l'inducteur sont liées à *LWinding1* en fonction de la géométrie donnée sous Maxwell3D. Ce modèle est ensuite utilisé dans le calcul sous Maxwell3D pour créer l'impulsion de courant dans l'inducteur. Cette impulsion de courant va servir de paramètre d'entrée au modèle magnétodynamique sous Maxwell3D.

### 4.3 Résultats et discussion

À partir du modèle géométrique de l'inducteur et de la pièce définie sur Figure II.26 et des paramètres résumés dans la Table II.2, un calcul magnétodynamique a été réalisé sous Maxwell3D. Ainsi, il est possible de tenir compte des effets transitoires qui ne sont pas considérés dans les calculs analytiques.

L'allure du courant dans l'inducteur est présentée sur la Figure II.27. Le profil ainsi obtenu avec le schéma électrique simplifié (Figure II.26) est similaire au courant souhaité pour l'EMP. D'après les résultats obtenus sous Maxwell3D, l'amplitude du courant est sensiblement plus faible de l'ordre de 12 %. Le courant maximum est obtenu pour  $t = 7 \mu\text{s}$  d'après les résultats (Figure II.27). Comme les résultats analytiques ont été déterminés pour le courant maximum lors des décharges, ce temps  $t$  servira de point de comparaison avec les résultats issus de la simulation.



La répartition de la densité de courant est grandement influencée par la considération de l'effet de peau, mais aussi par les effets de proximités provoqués par la pièce et les spires entre elles. D'après la Figure II.28, le courant est essentiellement concentré dans la partie inférieure des spires et aussi dans la partie supérieure de la pièce. D'après les résultats obtenus, il est possible de visualiser des densités de courant localement extrêmement intense de l'ordre de quelques  $10^6 A/mm^2$ . Ces densités de courant intenses risquent d'induire des changements au niveau de microstructures des matériaux de l'inducteur et de la pièce [86]–[88]. Cette différence de répartition de densité de courant induit des changements dans l'allure du champ magnétique produit par l'inducteur (Figure II.29). Localement, le champ magnétique produit par l'inducteur est bien supérieur au champ magnétique déterminé avec les calculs analytiques. En effet, ces derniers ne prenaient pas en compte plusieurs paramètres, comme l'effet de peau, dans l'évaluation du champ magnétique.

Le champ magnétique produit par l'inducteur est représenté sur la Figure II.29. Dans la zone située entre l'inducteur et la pièce, il est possible de constater que le champ magnétique est bien plus intense que les résultats obtenus dans les calculs analytiques. Pour mieux comparer ces valeurs, le champ magnétique en  $z = -1 mm$  a été tracé sur la Figure II.30. La mesure de ce champ a été faite le long de l'axe  $x$  dans le cas de la simulation qui peut être comparé à l'axe radial utilisé dans les calculs analytiques. En comparant ce résultat avec celui de la Figure II.12, il est possible de constater une grande différence avec la valeur maximum  $B_{Max}$  du champ magnétique obtenu dans la simulation. Dans le cas du calcul précédent ((II.8) et (II.9)), la densité de courant  $j$  était supposée uniforme sur toute la section  $s_0$  de la spire. Dans le cas de la simulation, les effets de peau et de proximité ont réduit la section efficace des spires et la densité de courant n'est plus uniforme. Avec la Figure II.28, il est possible de voir que la densité de courant  $j$  est localement plus élevée dans la partie inférieure des spires ainsi que dans la partie supérieure. Comme le champ magnétique est lié à la densité de courant dans la spire, si celle-ci est localement plus élevée, le champ magnétique le sera également.

Pour comparer les résultats analytiques avec plus de précision, il est nécessaire de tenir compte des effets de peau et de proximité dans les calculs de champ magnétique basés sur les formules (II.8) et (II.9). D'après la répartition des densités de courant sur la Figure II.28, il est possible de faire l'hypothèse que la section de spires peut être réduite à  $1,5 \times 1 mm^2$  au lieu de  $4 \times 1 mm^2$ . Avec cette hypothèse appliquée aux formules analytiques (II.8) et (II.9), il est possible d'obtenir un champ magnétique équivalent à celui obtenu sous Maxwell3D (Figure II.30).

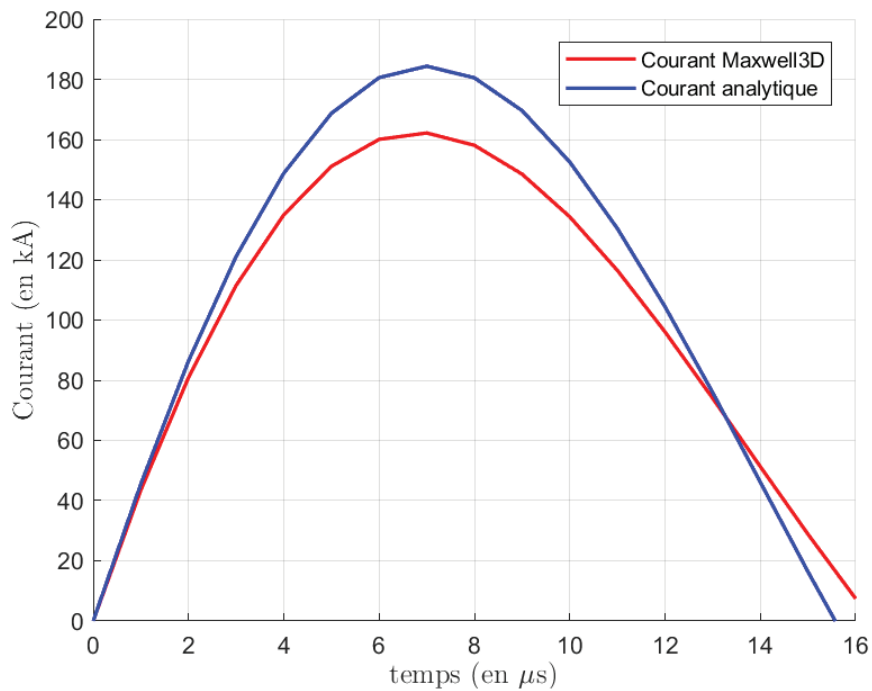


Figure II.27 — Profil de courant analytique dans l'inducteur ainsi que le profil venant de la simulation.

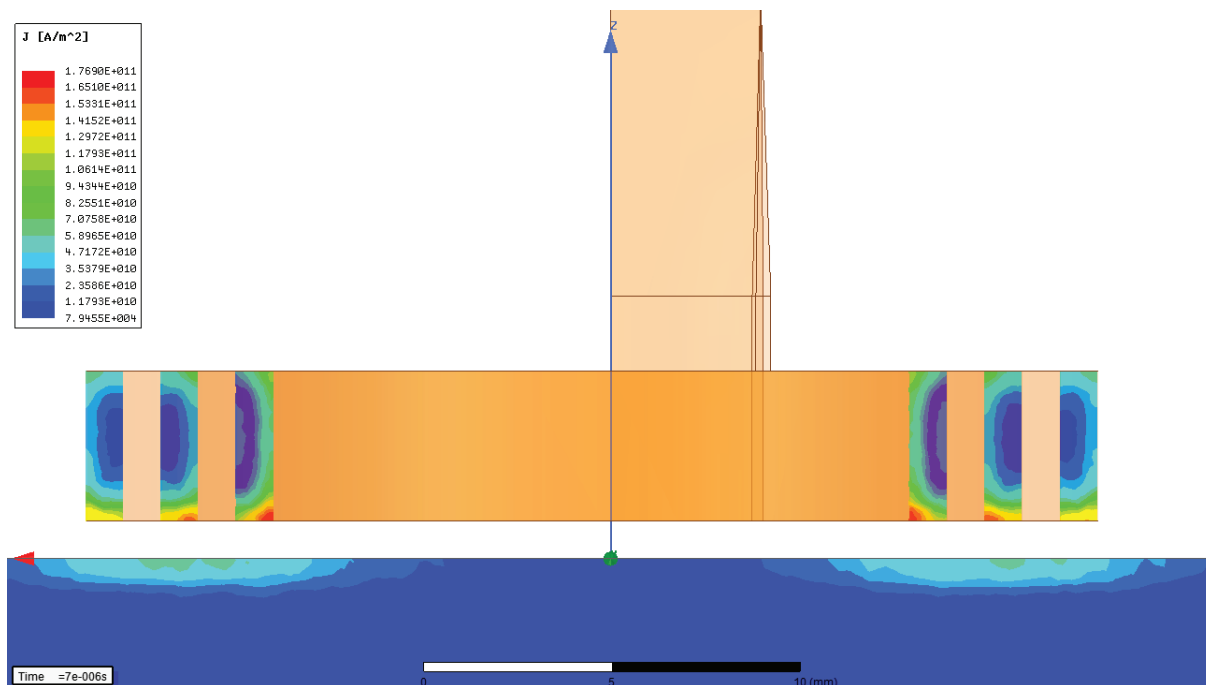


Figure II.28 — Répartition de la densité de courant dans l'inducteur et de la densité de courant induite dans la pièce à  $t = 7 \mu s$ .

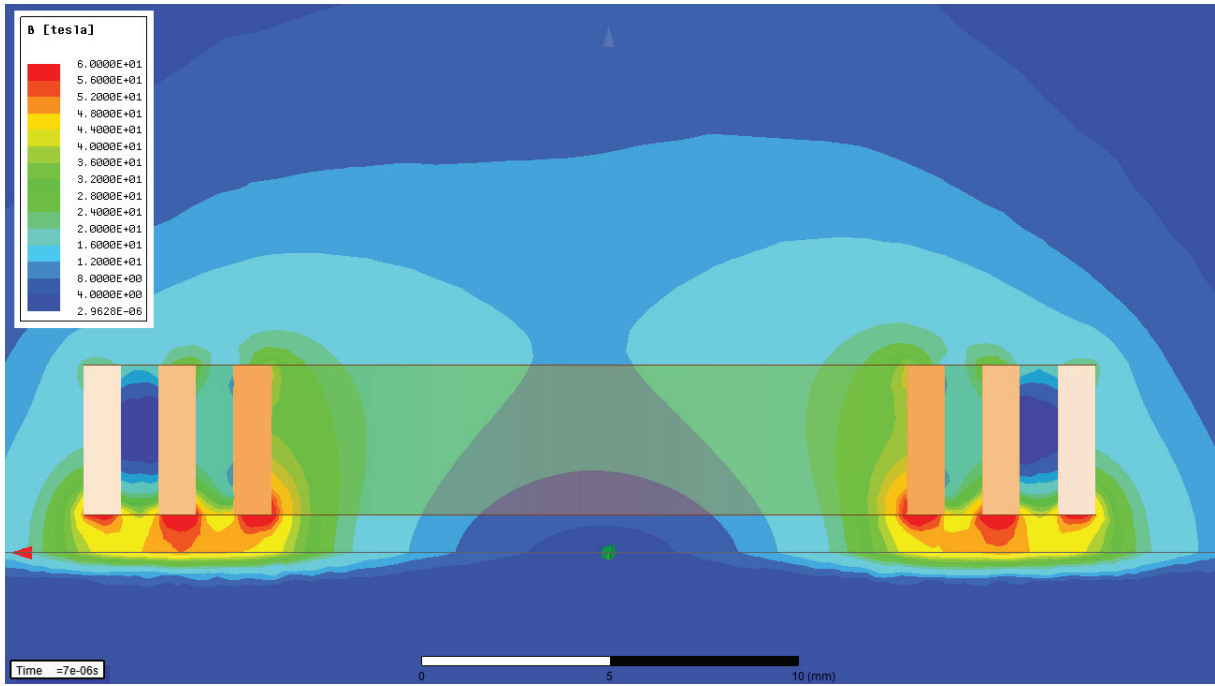


Figure II.29 — Champ magnétique produit par l'inducteur soumis à l'impulsion de courant pour  $t = 7 \mu\text{s}$ .

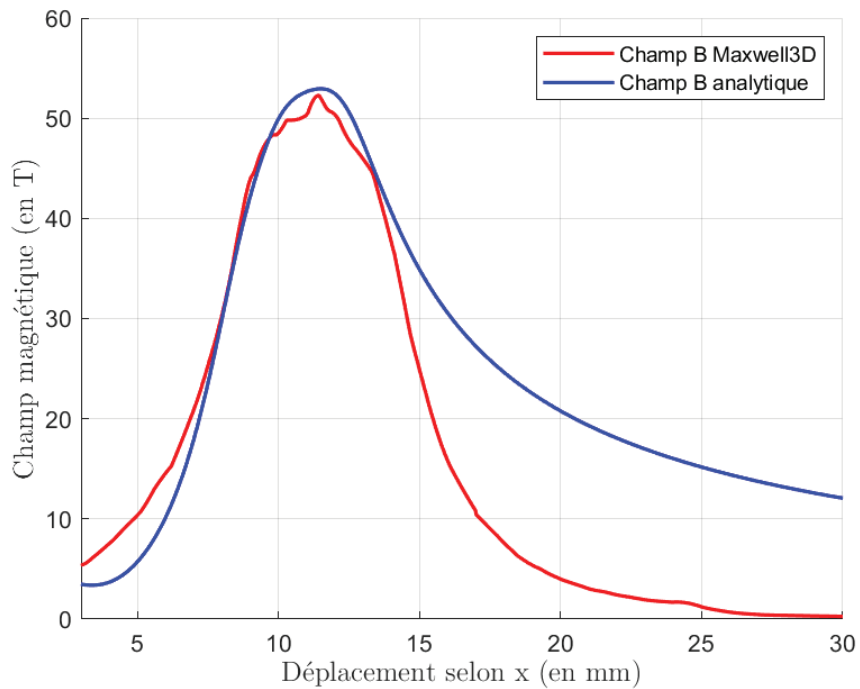


Figure II.30 — Profil de champ magnétique à la surface de la pièce le long de l'axe x.

Cependant quelques différences subsistent entre ces résultats. Le champ magnétique obtenu sous Maxwell3D est plus localisé que le champ magnétique analytique. Cette différence montre les faiblesses du modèle analytique précédent. Les formules utilisées précédemment sont utiles pour visualiser rapidement l'allure du champ magnétique à l'aplomb d'un inducteur avec une géométrie donnée. Il est possible d'obtenir une valeur maximum sous l'inducteur très similaire à celle obtenue avec les résultats numériques. Toutefois, ce modèle analytique semble donner des valeurs optimistes pour le champ magnétique lointain. D'après les résultats obtenus avec Maxwell3D, les courants induits par l'impulsion électromagnétique sont plus localisés (Figure II.28) dans la pièce, et in fine des contraintes résiduelles.

Ces résultats obtenus sous Maxwell3D avec les paramètres électriques du montage ainsi qu'un inducteur ayant les caractéristiques géométriques définies précédemment permettent d'obtenir des impulsions électromagnétiques suffisantes pour induire des contraintes résiduelles de compressions. Toutefois, cette modélisation a pu montrer les limites du modèle analytique. Ce dernier reste fiable à l'aplomb de l'inducteur mais ne permet pas d'obtenir des valeurs fiables pour la périphérie de l'inducteur.

## 5 Synthèse

Le dispositif de mise en compression par impulsions électromagnétiques implique l'utilisation d'un générateur d'impulsions électromagnétiques. Compte tenu des paramètres électromagnétiques nécessaires pour générer des forces de Laplace suffisantes pour induire des contraintes résiduelles de compression, un inducteur spécifique devait être conçu. Dans les travaux d'Emmanuel Sonde sur la modélisation du procédé, un inducteur ayant une section de  $5 \times 5 \text{ mm}^2$  constitué d'une seule spire avait été utilisé avec une impulsion de courant avec une valeur crête de 400 kA et une fréquence de 35 kHz. Avec ces paramètres, il a été démontré numériquement la possibilité d'induire des contraintes résiduelles dans des matériaux. Cependant il était difficilement possible de réaliser un générateur d'impulsion ayant ces caractéristiques ainsi que d'assurer l'intégrité de l'inducteur en l'état. Pour faire un premier pas vers la réalisation d'un dispositif expérimental, le courant nécessaire pour générer le champ magnétique devait être réduit. En conservant un inducteur en forme de spirale, le nombre de spires a été augmenté à trois spires et la section des spires diminuée à  $4 \times 1 \text{ mm}^2$ . Avec ces changements et d'après les calculs analytiques, il a été possible de réduire l'amplitude du courant  $I_{Max}$  de 57 % avec une augmentation du champ magnétique  $B_{Max}$  de 32 %. Pour la même fréquence de fonctionnement du générateur d'impulsions électromagnétiques, l'augmentation du champ permettra d'induire des forces de Laplace plus importantes dans la pièce, soit un niveau de contraintes résiduelles plus important.

Globalement, la structure adoptée pour le prototype EMP est un circuit RLC avec quelques modifications pour avoir un profil de courant similaire au courant utilisé dans la modélisation du procédé. La prochaine étape du dimensionnement du générateur est de déterminer l'inductance de cet inducteur pour le dimensionnement d'un système de stockage capacitif adapté pour produire des impulsions de courants avec la bonne fréquence. Avec les paramètres géométriques de l'inducteur connus et des formules analytiques, il était possible de déterminer la valeur de l'inductance de l'inducteur tout en considérant la pièce située en dessous. Cependant, ces formules

ne tenaient pas compte des paramètres temporels et donc de l'effet de peau dans les conducteurs. Pour compléter et confirmer ces calculs analytiques, une modélisation numérique de l'inducteur avec la pièce a été réalisée avec le logiciel ANSYS Q3D. Cette modélisation a permis d'aboutir aux valeurs de l'inductance et de la résistance de l'inducteur sur une plage de fréquence incluant la fréquence de fonctionnement du générateur. Pour la fréquence de 35 kHz, l'inductance de l'inducteur est seulement de 143,4 nH. Les résultats issus de la simulation pour un régime continu, c'est-à-dire sans tenir compte des effets de peau et de proximité, sont très proches des résultats analytiques.

Connaissant la valeur de l'inductance et de la résistance de l'inducteur et en tenant compte des inductances et résistances parasites ajoutées par le montage, il est possible de dimensionner le banc de condensateurs pour le générateur d'impulsions. À partir de l'équation différentielle d'un montage RLC et de la solution de cette équation pour un système pseudopériodique, il a été possible de définir la capacité  $C = 53 \mu F$  et la tension de charge  $V_0 = 18,4 kV$  des condensateurs pour obtenir une impulsion de courant de 35 kHz avec une amplitude  $I_{Max} = 170 kA$ . Avec de telles contraintes sur le système d'accumulation d'énergie, il est peu probable de trouver une référence d'un condensateur ayant ces caractéristiques. Si toutefois un tel condensateur existe, il disposera d'éléments parasites trop importants qui perturberont le fonctionnement du générateur d'impulsions. Une association en parallèle de plusieurs condensateurs est envisageable et disposera de meilleures performances qu'un unique condensateur. La société Exxelia technologies a pu fournir une série de condensateurs en film de polypropylène métallisé pour réaliser le banc de condensateurs. En considérant seulement la capacité nécessaire, 20 condensateurs de  $52 \mu F$  auraient pu être suffisants, mais un risque de sursolliciter en courant ces condensateurs subsistait. Il a été décidé d'augmenter le nombre de condensateurs à 24 pour éviter tout problème avec le courant. La capacité du banc étant augmentée à  $62,4 \mu F$ , la pseudofréquence de fonctionnement du banc a été modifiée à 32,2 kHz. En théorie, ce changement de fréquence est sans conséquence sur le fonctionnement du prototype.

Le dernier bloc restant à dimensionner dans le générateur d'impulsions est l'éclateur. Après des recherches de références commerciales d'éclateurs, il est apparu qu'il était difficile d'obtenir les références adéquates pour notre système. Au vu de la simplicité de fabrication d'un éclateur pour cette gamme de tension, il a été décidé de construire un éclateur. La géométrie de cet éclateur est classique avec deux électrodes massives en cuivre pour garantir une bonne conduction électrique et thermique. Il est possible d'assimiler un éclateur comme une association RLC (Figure II.24). Les éléments parasites ont été évalués par des calculs analytiques. Les résultats ont montré que ces paramètres auront une influence relativement faible dans le montage devant les valeurs de résistance et d'inductances parasites déjà considérées.

Pour valider le fonctionnement du générateur d'impulsions avec les paramètres géométriques de l'inducteur et les paramètres électriques établis dans les parties précédentes, une simulation magnétodynamique a été réalisée sous le logiciel ANSYS Maxwell3D. Les résultats issus de la simulation ont présenté un champ magnétique plus intense que les résultats analytiques. Avec les effets de peau et de proximité, la densité de courant est localement plus élevée ce qui implique un champ magnétique localement plus intense. En considérant ces effets dans les calculs analytiques, il a été possible d'aboutir à des résultats similaires.

La corrélation des résultats de simulation et analytique permet de conclure que les paramètres électriques choisis pour le prototype EMP permettent de produire des impulsions électromagnétiques suffisantes pour induire des contraintes résiduelles de compressions dans une pièce métallique.



# III. Réalisation et validation du prototype EMP



---

# Table des matières

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION .....</b>	<b>91</b>
<b>2</b>	<b>PROTOTYPE EMP.....</b>	<b>92</b>
2.1	Réalisation des éléments du banc d'essai EMP.....	92
2.1.1	Fabrication de l'inducteur.....	92
2.1.2	Réalisation de l'éclateur .....	94
2.1.3	Support des diodes .....	94
2.2	Systèmes de protection.....	96
2.3	Présentation du prototype EMP.....	97
<b>3</b>	<b>ESSAIS DE MISE EN COMPRESSION.....</b>	<b>100</b>
3.1	Campagne expérimentale.....	100
3.1.1	Paramètres des essais.....	100
3.1.2	Choix du matériau : AA6061-T0 .....	101
3.2	Essai expérimental sur éprouvette Almen.....	103
3.2.1	Introduction sur l'essai Almen .....	103
3.2.1.1	Principe de l'essai Almen .....	103
3.2.1.2	Dimensions des éprouvettes d'aluminium.....	104
3.2.2	Réglage du dispositif .....	105
3.2.3	Mesures de la déformation induite par l'EMP.....	106
3.3	Essais sur une éprouvette massive.....	110
3.3.1	Paramètres de l'essai.....	110
3.3.2	Dureté Vickers.....	111
3.3.2.1	Principe de la dureté Vickers .....	111
3.3.2.2	Résultats de mesures.....	112
<b>4</b>	<b>MODELISATION : COUPLAGE ELECTRO-MECANIQUE.....</b>	<b>116</b>
4.1	Structure du modèle numérique.....	116
4.2	Simulation : Éprouvette Almen .....	117
4.2.1	Paramètres de simulations .....	117
4.2.2	Résultats.....	119
4.3	Simulation : Éprouvette massive .....	121
4.3.1	Paramètres de simulations .....	122
4.3.2	Résultats.....	122
<b>5</b>	<b>SYNTHESE .....</b>	<b>124</b>

# 1 Introduction

Le dimensionnement des principaux éléments tels que l'inducteur et le système de stockage d'énergie a été la première étape dans la réalisation du premier prototype pour la mise en compression de surface par impulsion électromagnétique. D'autres éléments ont dû être conçus pour le prototype. Ces éléments vont être présentés dans la première section de chapitre. Une présentation des différents dispositifs de sécurité sera également faite ainsi qu'une présentation du prototype dans son environnement de fonctionnement.

La section suivante va être dédiée à la première campagne d'essais réalisée avec le prototype EMP. Pour ces premiers essais, il a été nécessaire de définir un premier jeu de paramètres électriques pour le dispositif pour permettre un rodage des différents éléments. Seuls des essais à faibles puissances seront réalisés. Pour pallier le manque de puissance des impulsions, il va être nécessaire de choisir un matériau avec une faible limite élastique afin de faciliter la formation de contraintes résiduelles. Quelques essais de caractérisations des contraintes seront également présentés et utilisés sur les éprouvettes.

Une dernière section sera consacrée à la confirmation des résultats expérimentaux via une simulation numérique 3D. En effet, les études précédentes ont été uniquement réalisées en 2D axisymétrique, ce qui n'est généralement pas le cas des pièces qui seront traitées avec le dispositif. Pour compléter ces résultats numériques, un nouveau modèle a été développé avec le logiciel ANSYS déjà utilisé dans le chapitre précédent (II.4). Cette simulation multiphysique sera réalisée sous deux différents modules d'ANSYS, un module pour résoudre la partie électromagnétique et un autre module la partie mécanique du modèle. Les résultats obtenus seront ensuite comparés aux résultats expérimentaux issus de la première campagne d'essais.

## 2 Prototype EMP

Le dimensionnement réalisé dans le chapitre précédent a permis la réalisation des éléments constituant le prototype EMP. Dans un premier temps, une brève présentation de la réalisation des éléments faits en interne est donnée. Ces éléments peuvent être divisés en deux catégories : les composants du banc et les systèmes de protection en périphérie du banc. Par la suite, une présentation du prototype EMP est effectuée afin de comprendre le fonctionnement du système.

### 2.1 Réalisation des éléments du banc d'essai EMP

Les éléments présentés dans cette section font partie des composants principaux du prototype EMP. Ces composants ne répondant pas aux exigences de dispositifs industriels de série, il n'a pas été possible de trouver des références chez des fournisseurs. La solution la plus simple a été donc de les réaliser en interne.

#### 2.1.1 Fabrication de l'inducteur

L'inducteur est un des éléments clefs du dispositif EMP. Le nombre de spires ainsi que les dimensions ont été optimisés pour produire un champ magnétique suffisant pour les applications de mise en compression. Ces dimensions étant propres au prototype développé, le choix le plus évident a été de le fabriquer avec les moyens techniques disponibles.

L'inducteur est en forme de spirale avec trois spires munies de deux pattes servant de raccordement à l'ensemble des bus barres. Un exemple de l'inducteur est visible sur la Figure III.1. Pour former cet ensemble, la zone en spirale et les raccordements, il est possible de réaliser ces différents blocs séparément puis de les relier par une brasure. Cependant, cette solution présente l'inconvénient de créer un point de faiblesse au niveau de la brasure. Une autre solution est de découper un développé de l'inducteur à partir d'une tôle de cuivre. Cet inducteur « 2D » peut être ensuite roulé à la forme souhaitée. Grâce à cette solution, il est possible d'obtenir un inducteur tel que présenté en Figure III.1, sans point de faiblesse induit par une éventuelle brasure.

Comme précisé dans la partie II.3.1.3, il est nécessaire d'utiliser un matériau isolant avec de bonnes propriétés électriques et mécaniques. Parmi les nombreuses possibilités de matériaux pouvant convenir pour cette application, notre choix s'est orienté sur du deltherm qui est l'appellation commerciale d'un mat de fibre de verre fourni par la société Isotac [89]. Ce matériau a été usiné pour épouser la géométrie de l'inducteur avec un minimum d'espace pour former un négatif de l'inducteur. Cette partie inférieure du support permet non seulement de maintenir l'inducteur, mais aussi de garantir la distance de 1 mm entre l'inducteur et la pièce définie dans la partie précédente. Un dernier point intéressant, ce matériau est suffisamment résistant mécaniquement pour permettre de servir directement de support pour plier l'inducteur. Ce sous-ensemble référencé (3) dans la Figure III.1 est surmonté d'un autre bloc de deltherm référencé (2) pour encapsuler l'inducteur. Par la suite les parties (2) et (3) sont placés dans un blindage en acier inox référencé (1). Ce blindage a pour objectif de contenir l'inducteur avec son support

en deltherm ainsi que de prévenir tout risque mécanique lié à une éventuelle rupture de l'inducteur.

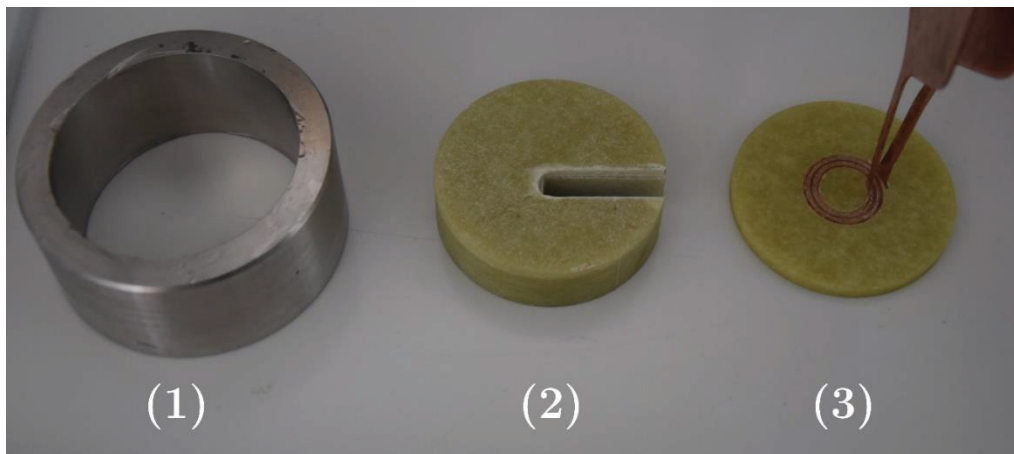


Figure III.1 — Assemblage de l'inducteur. (1) Blindage extérieur, (2) isolant supérieur et (3) inducteur avec son support isolant.

Afin de combler les espaces subsistants entre les spires en cuivre de l'inducteur et la matrice en fibre de verre, une résine époxy est coulée sous vide pour limiter au maximum la présence de bulles d'air. La résine qui a été choisie est une araldite 2011 [90]. Même si cette résine n'est pas ce qui va garantir la résistance mécanique de l'inducteur, elle présente un bon compromis entre tenue mécanique et électrique pour combler les espaces restants. Pour limiter au maximum la présence de bulles dans la résine, celle-ci a subi plusieurs cycles de mise sous vide avant coulage. La polymérisation de cette résine a été faite dans un four à 60 °C pendant 4 h. Afin de disposer des performances optimales de la résine, l'inducteur a été laissé à l'air ambiant pendant 24 h pour garantir la polymérisation quasi-totale de la résine.

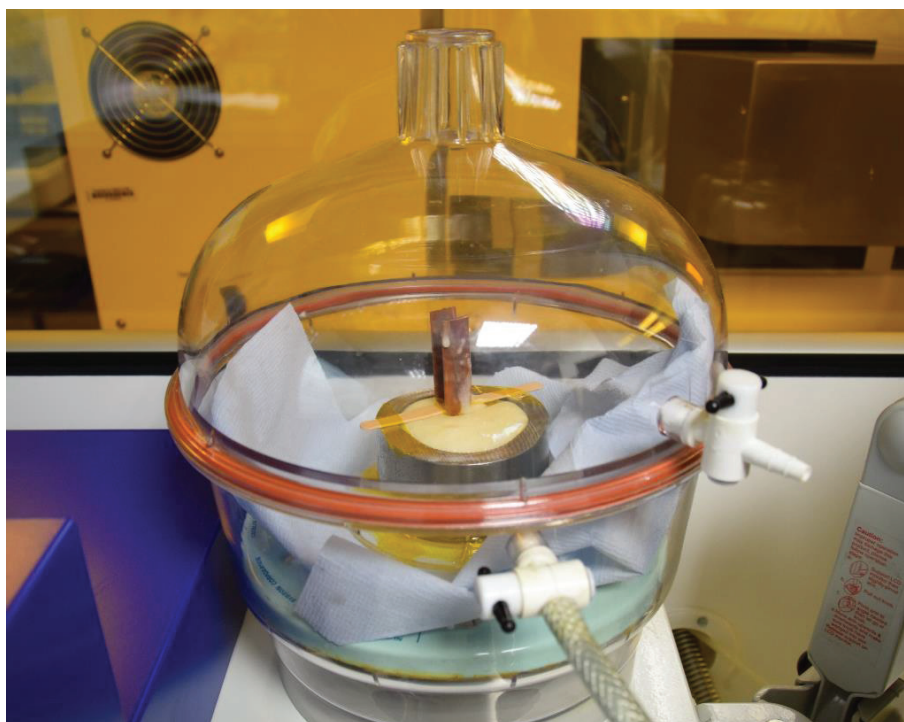


Figure III.2 — Cyclage sous vide de l'inducteur durant la polymérisation de la résine.

### 2.1.2 Réalisation de l'éclateur

À partir du dimensionnement établi dans la section II.3.3.1, une première version de l'éclateur a été fabriquée avec la contribution des ateliers disponibles dans le laboratoire.

Les électrodes en cuivre ont été placées dans des brides en nylon (Figure III.3). Chaque électrode est maintenue en position via quatre vis pointeau. L'ajustement de la distance entre les électrodes, et donc de la tension de fonctionnement de l'éclateur, se fait par l'intermédiaire de ce système de serrage. La zone centrale de l'éclateur a été usinée dans un matériau isolant transparent, mais opaque au rayonnement UV. L'objectif est de pouvoir observer la formation de l'arc et de permettre une vérification rapide de l'état de surface des électrodes.

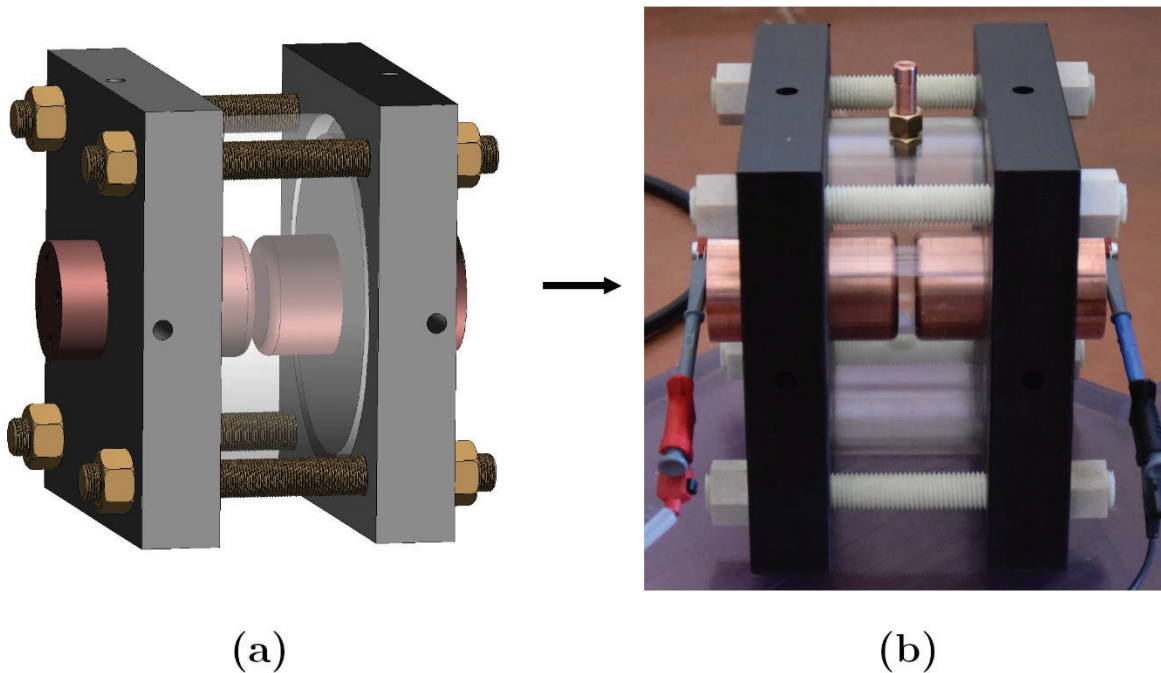


Figure III.3 — (a) Représentation 3D du modèle de l'éclateur via un logiciel de CAO et (b) dispositif réel issu de ce modèle.

### 2.1.3 Support des diodes

Des diodes, connectées en série, sont utilisées dans le prototype EMP pour permettre d'obtenir la forme de courant en demi-sinus présenté Figure II.2. Ces diodes doivent disposer de caractéristiques assez particulières compte tenu des contraintes du dispositif. Après plusieurs échanges avec des fabricants de composants silicium, il a été possible de trouver une référence de diodes chez la société Dean Technology. Les diodes VRE5015 sont des diodes spécifiquement conçues pour les applications de génération d'impulsions de courant. Chacun de ces modules est constitué de trois diodes au silicium en série. D'après les données fournies par le constructeur, avec une forme de courant en demis-sinus et une demi-période de  $20 \mu\text{s}$ , chaque module peut supporter un courant crête de 400 kA. Compte tenu de la tension inverse des diodes de 15 kV, il suffit de disposer de deux diodes en série pour garantir le bon fonctionnement du banc. Cependant, il est nécessaire de mettre un système d'aide à la commutation pour garantir le bon

fonctionnement des modules. Ces dispositifs ont été fournis par le constructeur en même temps que les diodes.

Ces diodes sont livrées dans un boîtier « *press-pack* » qui implique la mise en œuvre d'un système de serrage pour garantir une répartition uniforme du courant dans la diode. Cet aspect implique l'utilisation d'un support pour garantir le maintien en serrage des diodes dans notre système. Comme le prototype ne permet pas la mise en place d'un modèle de support standard fourni, il a été nécessaire de concevoir un montage sur mesure (Figure III.4). Ce support a été dimensionné compte tenu de la pression de 12 MPa à appliquer sur les diodes pour garantir leur bon fonctionnement.

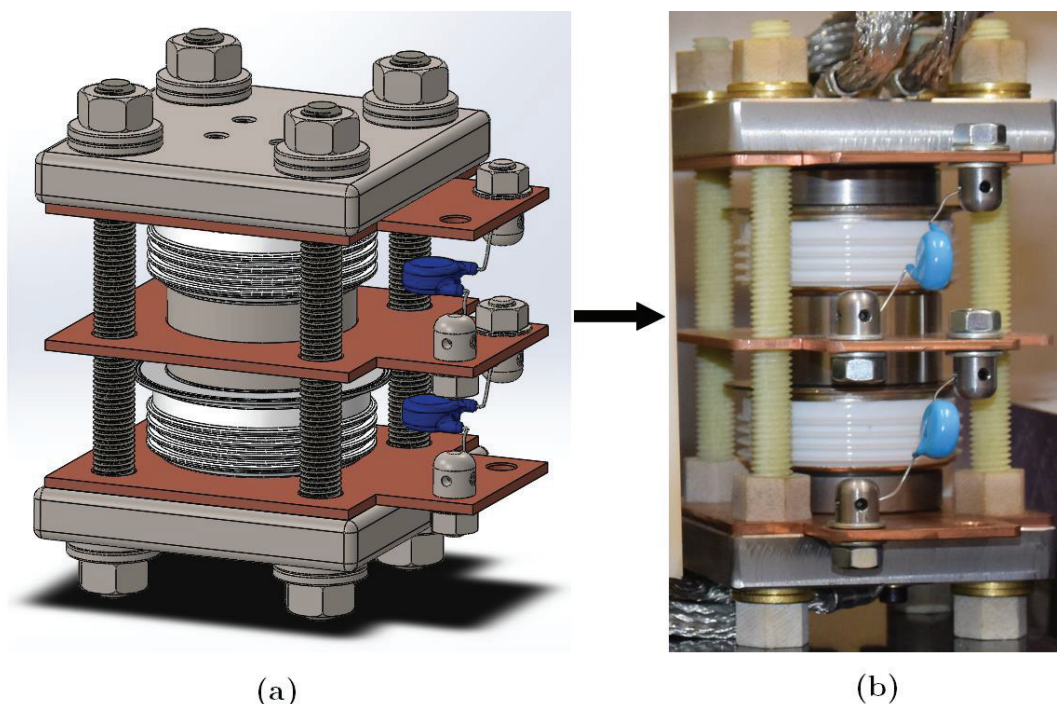


Figure III.4 — (a) Modèle 3D du support de diodes et (b) support de diodes réel. Les composants bleus sont des composants d'aide à la commutation pour les diodes.

En cas d'une utilisation avec un serrage non uniforme ou insuffisant des diodes, ceci conduira à la destruction des diodes. Pour confirmer le bon serrage des diodes, le support a été vérifié avec un papier *prescale* de chez Fujifilm. Il s'agit d'un film dont la couleur change (de blanc à rouge) en fonction de la pression exercée dessus. Il existe plusieurs références de *prescales* en fonction de la gamme de pression à évaluer. La vérification du serrage a été réalisée avec plusieurs *prescales* de la gamme adéquate, placés au niveau des diodes. Un serrage progressif a été appliqué sur le support avec une clef dynamométrique puis, après serrage, l'ensemble a été démonté pour vérifier les *prescales*. Une fois le serrage validé, le support des diodes a été remonté en suivant la même procédure de serrage.

## 2.2 Systèmes de protection

Ce dispositif met en œuvre des champs magnétiques intenses, pouvant atteindre localement les 60 T ainsi que des niveaux de tension élevés entre 0 et 20 kV. De plus, il existe un risque de projection des pièces traitées ou de rupture de l'inducteur, ce qui implique un risque mécanique non négligeable. Pour répondre à ces problématiques, une enceinte de protection a été conçue pour contenir le dispositif dans son ensemble.

Les premiers risques à envisager sont les risques électriques et électromagnétiques. En effet, le système étant au stade de prototype, certains conducteurs comme les bus barres reliant les éléments du banc entre eux ou bien le support du banc de condensateurs qui ne disposent pas d'isolation électrique. Un risque de choc électrique non négligeable subsiste pour les utilisateurs. De plus les champs électromagnétiques produits par l'inducteur sont, bien que localisés, intenses avec une fréquence élevée. Outre le risque évident sur les utilisateurs, il y a également des conséquences potentielles sur les appareils électriques environnants. Afin de réduire au maximum ces risques, une cage de Faraday suffisamment grande pour contenir le banc a été réalisée comme l'illustre la Figure III.5.

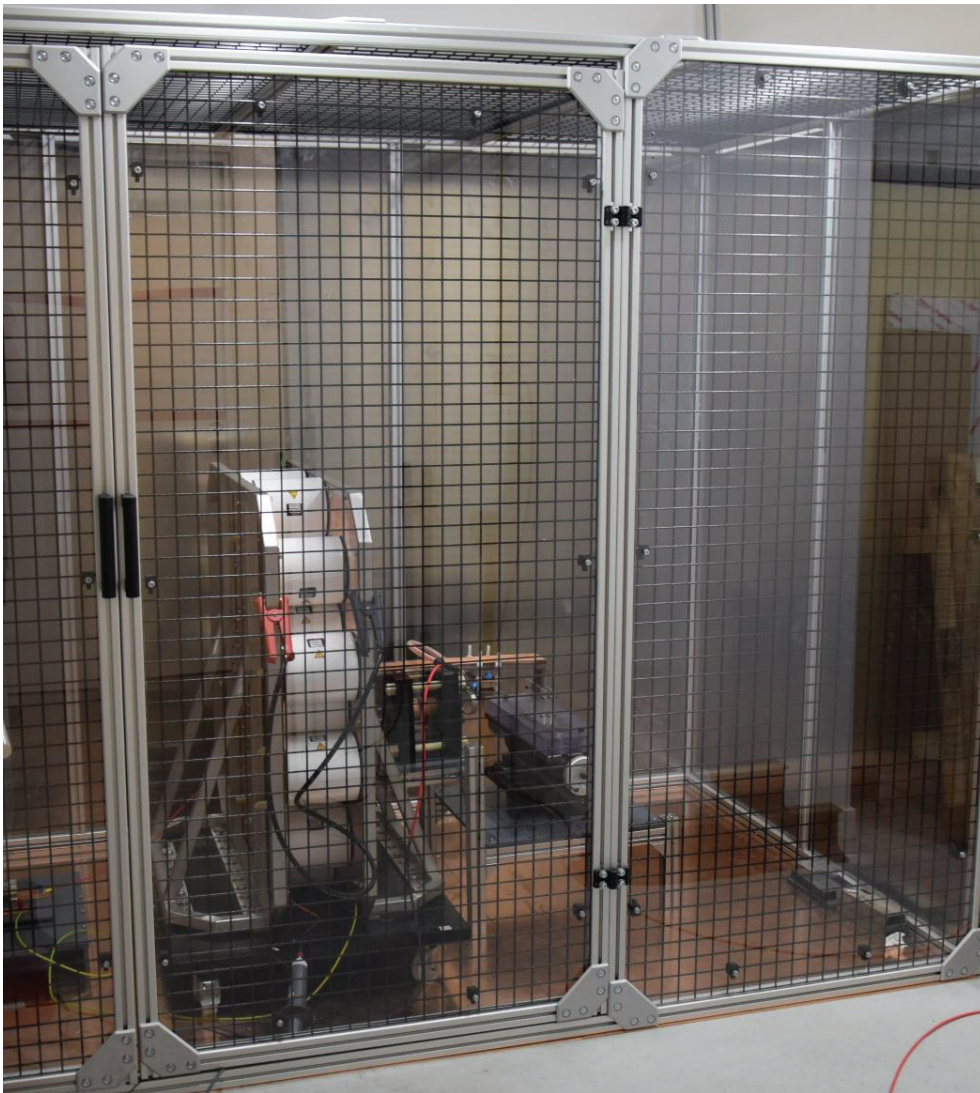


Figure III.5 — Enceinte de protection électrique et mécanique contenant le banc EMP.

Cette cage de Faraday est une structure en profilés aluminium avec un sol réalisé avec des tôles de cuivre. Les côtés de l'enceinte sont majoritairement des tôles d'aluminium à l'exception d'une des faces pour disposer d'un visuel sur le dispositif pendant les essais. Cette face a été cependant munie d'un grillage en acier pour permettre de réduire le rayonnement électromagnétique.

Un autre aspect comportant des risques est la conséquence d'un dysfonctionnement de l'inducteur ou d'un autre élément du banc. En cas d'explosion de l'inducteur, il y a des possibilités de projections et donc un risque mécanique. Pour compléter la protection électromagnétique de la cage de Faraday, plusieurs panneaux en plexiglass type makrolon anti-UV de 5 mm d'épaisseur ont été ajoutés sur les parties grillagées de la cage. Cette épaisseur supplémentaire est jugée suffisante pour protéger de façon efficace l'environnement externe de l'enceinte.

## 2.3 Présentation du prototype EMP

Pour faciliter la compréhension et l'agencement des différents sous-éléments constituant le prototype, un schéma de principe est présenté ci-après (Figure III.6).

La partie principale du prototype est constituée par le banc de condensateurs haute tension, l'éclateur, la diode blocage ainsi que l'inducteur. Ces éléments peuvent être localisés sur le schéma électrique du système établi sur la Figure II.3. Le banc de condensateur a été livré avec les 24 condensateurs montés sur le support (Figure II.22). Pour les essais, il est possible de faire varier la capacité du banc en retirant ou en ajoutant des condensateurs. L'éclateur et l'inducteur sont des éléments qui ont été fabriqués en interne durant la thèse.

Située dans l'environnement proche de la partie principale, une table XY avec un support isolant permet de placer et de brider l'éprouvette ou la pièce à traiter sous l'inducteur. Dans ce dispositif, l'inducteur est relié via des bus barres en cuivre au reste du circuit ce qui rend l'inducteur fixe. Avec cette contrainte, l'éprouvette ou la pièce est déplacée via la table XY sous l'inducteur.

Toujours dans cet environnement proche, plusieurs systèmes de sécurité électrique sont présents. Ces derniers sont des systèmes de protection destinés au prototype, contrairement aux systèmes présentés dans la section 2.2 qui sont des systèmes de protection destinés aux utilisateurs. Le premier niveau de sécurité est le système de décharge automatique après chaque essai. Ce système a été présenté dans le schéma électrique (Figure II.3) et fonctionne de façon naturelle lors de l'inversion de tension aux bornes des condensateurs à la fin de la première demi-période. L'association du fonctionnement des diodes de blocages D2 et de la diode de roue libre D1 (Figure II.3) permet de décharger les condensateurs dans la résistance  $R_D$ . Cette résistance est une résistance en céramique faiblement inductive de Kanthal dimensionnée pour dissiper l'intégralité de l'énergie contenue dans les condensateurs.



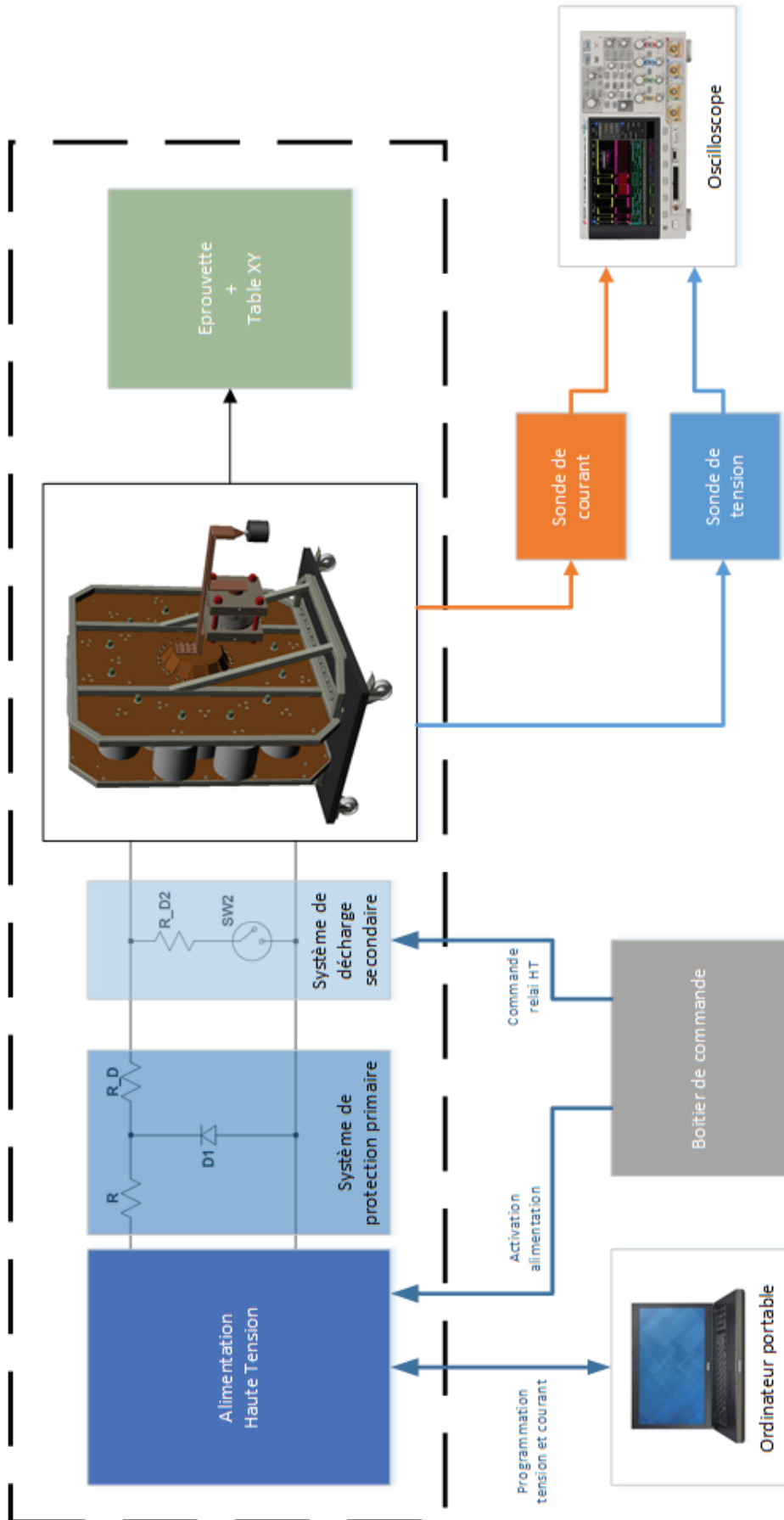


Figure III.6 — Schéma de principe du prototype EMP avec les systèmes environnants.

Dans l'éventualité où le système de décharge automatique est, soit défaillant, soit que l'essai est interrompu lors de la charge des condensateurs, un deuxième niveau de sécurité contrôlé à distance peut être activé. Ce système est basé sur un relai haute tension de la société Ross ainsi que de résistances de Kanthal. Ce relai est en position normalement fermée ce qui veut dire que les résistances de décharge R\_D2 (Figure III.6) sont constamment connectées au banc de condensateurs. Pour les déconnecter, le relai doit être alimenté. Ainsi ce système peut permettre une décharge électrique rapide par une mise à la terre des condensateurs en cas de coupure de courant dans le bâtiment.

Si les deux premiers niveaux de sécurité sont défaillants, un troisième niveau de sécurité peut être appliqué manuellement. Ce troisième niveau consiste à appliquer une procédure de mise à la terre avec une décharge préalable des condensateurs réalisée manuellement. Une perche de décharge est disponible dans la zone d'essai et permet de faire une décharge manuelle des condensateurs à condition de disposer des équipements individuels de protection (ou EPI) adéquats pour cette manœuvre. Devant les niveaux de tension et d'énergie mis en œuvre, plusieurs procédures de fonctionnement ont été développées et testées pour garantir la sécurité des utilisateurs et des équipements.

Le banc est alimenté par un module d'alimentation haute tension de Spellman référence SLM20P1200. Ce module peut être commandé à distance via une connexion USB isolée et un ordinateur. Il peut fournir une tension de 0 à 20 kV avec un courant réglable de 0 à 60 mA. Cette alimentation dispose d'un certain nombre de sécurités internes comme une protection contre les courts circuits et les inversions de tension au niveau de la sortie haute tension. Même si ces protections ont été éprouvées par le constructeur, le système de sécurité primaire du banc permet également de protéger ce module. Lors d'une inversion de tension au niveau des condensateurs, la diode D1 (Figure II.3) conduit et la tension à ses bornes devient relativement faible. Ainsi la tension inverse vue par l'alimentation est très faible. De plus la présence des résistances R et R\_D (Figure II.3, Figure III.6) permet de limiter le courant en sortie du module et ajoute un niveau de protection supplémentaire dans le fonctionnement du système. Outre le système de contrôle à distance via un ordinateur, l'alimentation dispose d'un système d'armement pour éviter toute activation intempestive.

Pour visualiser le fonctionnement du banc, une sonde de courant est utilisée pour avoir le courant dans l'inducteur. Cette sonde est un enroulement de Rogowski de Powertek référence CWT1500B avec une bande passante de 16 MHz. L'avantage de ce type de sonde est qu'elle ajoute très peu de parasites dans le système et peut-être placée facilement. Cette référence permet de mesurer des courants allant jusqu'à 300 kA. Une autre information intéressante est de visualiser la tension aux bornes des condensateurs. Cette tension est visualisée grâce à une sonde haute tension de Northstar référence PVM-1 pouvant mesurer des tensions allant jusque 40 kV avec une bande passante de 80 MHz. Toutes ces données sont ensuite enregistrées via un oscilloscope de Keysight référence DSOX3054T ayant une bande passante de 500 MHz.

L'ensemble du prototype EMP est placé dans l'enceinte de protection avec les systèmes de mesures et l'alimentation haute-tension. Les systèmes de commande et d'acquisition sont localisés à l'extérieur de l'enceinte pour être manipulés en sécurité.

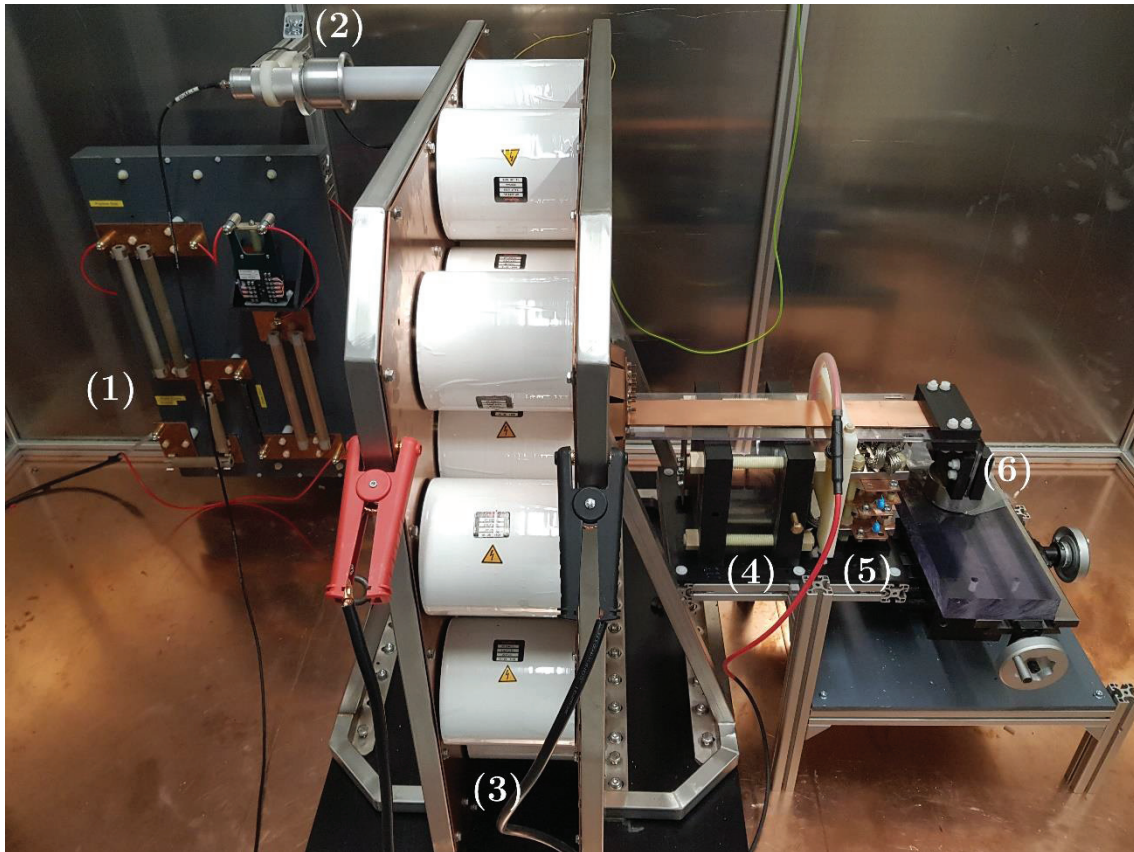


Figure III.7 — Vue d'ensemble du prototype EMP. (1) panneau électrique de protection du banc et de l'alimentation, (2) Sonde haute tension PVM-1, (3) banc de condensateurs, (4) Éclateur, (5) support de diodes et (6) inducteur avec la table XY en dessous.

## 3 Essais de mise en compression

### 3.1 Campagne expérimentale

Comme le dispositif EMP est capable de produire des impulsions de courant et in fine des impulsions électromagnétiques, la prochaine étape du développement de ce prototype est la validation du fonctionnement du prototype en induisant des contraintes résiduelles de compression sur un matériau.

#### 3.1.1 Paramètres des essais

Cette première campagne d'essais va avoir plusieurs objectifs. L'objectif premier est bien sûr de valider le fonctionnement du prototype et de valider expérimentalement la possibilité d'appliquer des contraintes résiduelles par impulsion électromagnétique. Il est question de confirmer le bon fonctionnement de l'ensemble des systèmes de protection du banc ainsi que de la tenue mécanique et électrique de l'inducteur.

Comme ces essais sont les premiers réalisés avec ce prototype, il est préférable de ne pas utiliser le niveau de charge le plus élevé dès la première campagne expérimentale. En effet, les condensateurs doivent subir plusieurs des cycles de charge et de décharge avec un niveau de

tension de charge progressif. Cette précaution a pu permettre de voir s'il n'y avait pas de défaut des condensateurs, mais également de les roder. En effet, ce rodage a été recommandé par le service R&D de la société Exxelia lors de l'acquisition des condensateurs. La mise en œuvre de niveau de charge faible a également permis de garantir le bon fonctionnement des systèmes de décharge.

Table III.1 — Paramètres électriques pour la première campagne expérimentale.

<b>Inducteur</b>	
Tension de charge	5 - 7 kV
Courant crête	50 - 70 kA
Nombre de condensateurs	24 (Maximum)

Les niveaux de tension pour la première campagne d'essais ainsi que les courants crêtes attendus sont rappelés dans la Table II.1. Le banc de condensateurs a été également équipé de tous les condensateurs disponibles, soit 24 condensateurs afin qu'ils subissent cette phase de rodage.

Ne connaissant pas encore le comportement de l'inducteur face à des contraintes aussi importantes, il est souhaitable de ne pas trop le solliciter même avec faibles impulsions de courant. Pour limiter au maximum les sollicitations au niveau des inducteurs, une seule impulsion par éprouvette sera réalisée.

### 3.1.2 Choix du matériau : AA6061-T0

Pour réaliser les premiers essais avec le dispositif EMP, il est nécessaire de sélectionner un matériau candidat pour démarrer les essais. Comme précisé dans la partie précédente, les niveaux de charge du système vont rester relativement faible par rapport aux capacités du banc.

Pour rappel, l'application de contraintes résiduelles de compression avec le dispositif EMP est réalisée via des forces de Laplace qui doivent être suffisamment intenses et soudaines. Pour une impulsion électromagnétique donnée, un matériau disposant d'une bonne conductivité électrique verra des courants de Foucault plus grands et donc des forces de Laplace plus grandes. L'épaisseur de peau  $\delta$  ou en d'autres termes la localisation du courant dans l'éprouvette est également liée de la conductivité électrique  $\sigma$  du matériau.

L'application de contraintes résiduelles provient d'une déformation plastique permanente dans le matériau, c'est-à-dire en induisant un niveau de contraintes supérieur à la limite élastique du matériau cible. Si le matériau dispose d'une limite élastique faible, il sera plus simple de le plastifier et donc d'induire des contraintes résiduelles.

Pour résumer, il est préférable de prendre un matériau disposant d'une bonne conductivité électrique et une limite élastique faible. L'alliage d'aluminium 6061-T0 semble être un candidat idéal. Il dispose d'une conductivité électrique relativement bonne ( $\sigma_{al} = 36,6 \times 10^6 \text{ S.m}^{-1}$ ). Cet alliage peut être dans différents états structurels ; dans son état T0 ou recuit il dispose d'une

limite élastique faible d'environ  $\sigma_e = 73 \text{ MPa}$ . Ces propriétés électriques et mécaniques en font un candidat de choix pour cette première campagne d'essais.

Table III.2 — Composition chimique de l'alliage d'aluminium 6061 utilisé pour les essais de mise en compression.

	Mg	Si	Cu	Fe	Cr	Mn	Autre
% mas	1,02	0,75	0,25	0,45	0,05	0,06	0,09

Pour disposer de la caractéristique mécanique des échantillons qui ont été commandés, un essai de traction a été réalisé avec une machine de traction Zwick 100kN. Ainsi il a été possible d'obtenir la loi de comportement mécanique pour les échantillons d'aluminium 6061-T0.

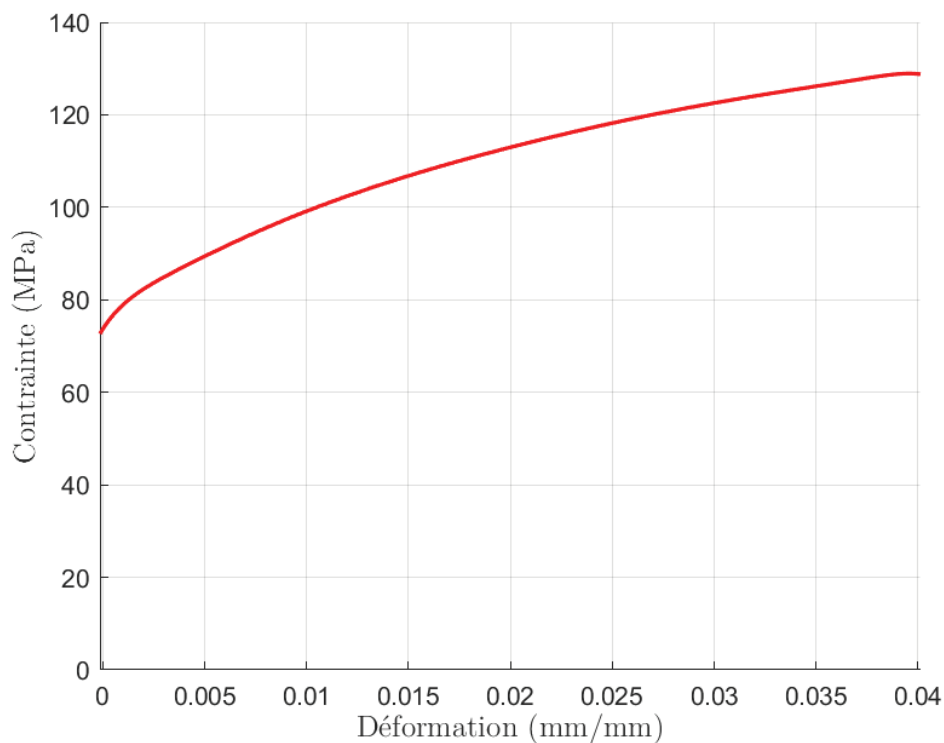


Figure III.8 — Loi de comportement mécanique de l'aluminium 6061-T0 utilisée dans les premiers essais issus des essais de traction.

## 3.2 Essai expérimental sur éprouvette Almen

### 3.2.1 Introduction sur l'essai Almen

#### 3.2.1.1 Principe de l'essai Almen

Plusieurs méthodes de caractérisation des procédés de mise en compression existent. Cependant la plupart de ces méthodes s'avèrent soit destructrices pour l'échantillon, soit difficiles à mettre en œuvre. Une méthode de caractérisation relativement simple est l'essai Almen. Cet essai utilise une éprouvette mince qui est bridée sur un support rigide (Figure III.9). Après quoi le procédé de mise en compression à caractériser est appliqué sur l'éprouvette. De la mise en compression de la surface de l'éprouvette en résulte une accommodation des contraintes dans le matériau. Ceci induit une déformation macroscopique visible et mesurable de l'éprouvette. Cette déflexion est appelée flèche Almen et elle est proportionnelle au niveau de contraintes résiduelles dans le matériau. Ainsi il est possible de caractériser qualitativement la présence et le niveau de contraintes résiduelles de compression.

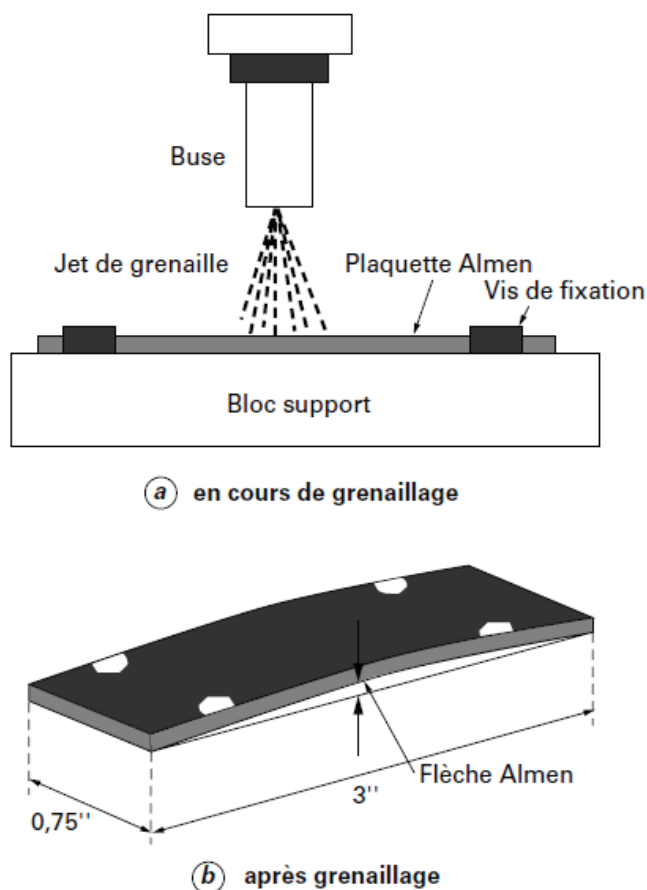


Figure III.9 — Schéma de principe de l'essai Almen pour un essai de grenaille de précontrainte [9].

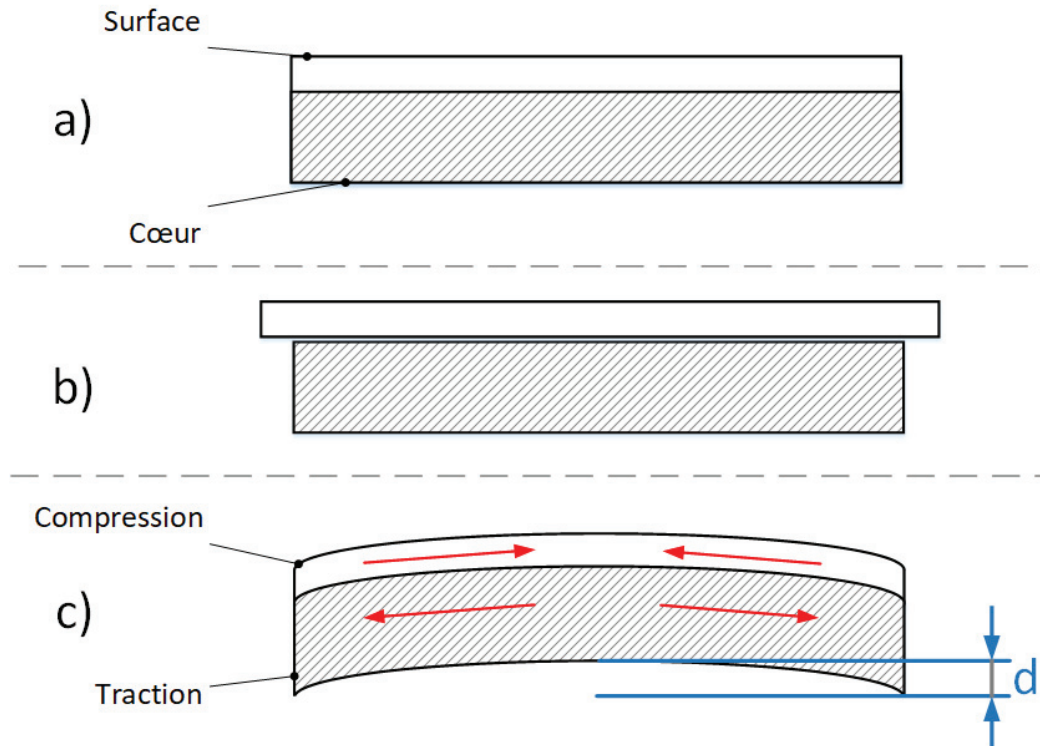


Figure III.10 — Schéma de mise en compression de surface sur une éprouvette mince [9].

Lors l'induction de contraintes résiduelles de compression dans une éprouvette mince avec, par exemple un traitement de surface par grenailage de précontrainte, la partie superficielle va être mise en compression. Cette mise en compression de la surface de l'éprouvette a pour origine un allongement de cette dernière. La partie inférieure de l'éprouvette ne va pas être influencée de façon identique. Cette région va suivre une loi de déformation différente voir ne va pas être déformée par le traitement de surface. Cette hétérogénéité de déformation va induire une déformation macroscopique visible (Figure III.10).

### 3.2.1.2 Dimensions des éprouvettes d'aluminium

Les essais préliminaires seront réalisés sur des éprouvettes rectangulaires dont les dimensions sont de  $60 \times 18$  mm. Ces dimensions sont légèrement différentes des éprouvettes Almen normalisées ( $76 \times 18$  mm), mais le principe exploité reste identique. Cependant, l'épaisseur de ces éprouvettes est à déterminer pour obtenir une déflexion maximale. Avec les études réalisées par E. Sonde dans ses travaux [3], il a été montré que l'épaisseur optimale pour observer une déflexion maximale est de 2 mm dans le cas d'un traitement complet de l'éprouvette. Dans le cas d'un traitement uniforme de la pièce et avec une impulsion de courant d'amplitude de 80 kA, il est possible de mesurer une flèche d'environ 1,4 mm. Si l'amplitude du courant est augmentée, seule la hauteur de la flèche est changée. Ce changement provient du fait que la déformation plastique est plus importante avec un plus grand courant. Dans tous les cas de figure pour ce profil de courant, l'éprouvette de 2 mm reste la plus déformée. Cette épaisseur est donc celle qui a été choisie pour les essais.

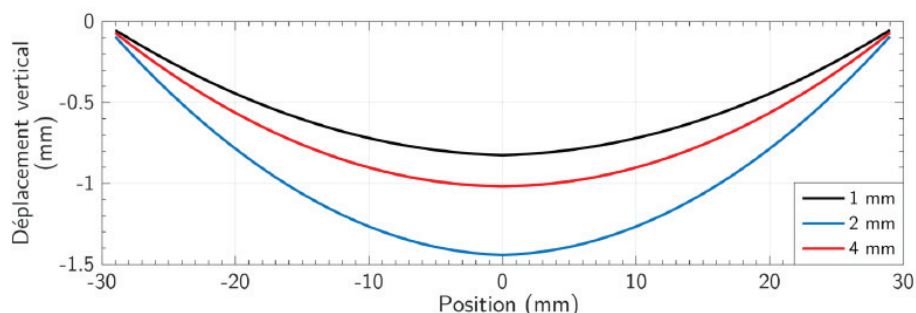


Figure III.11 — Déplacement calculée par simulation numérique pour des plaques de 1, 2 et 4 mm d'épaisseur pour une impulsion de courant de 80 kA et une pseudo-fréquence de 35 kHz [2].

À noter que les résultats obtenus dans les simulations présentent une déflexion inverse par rapport aux résultats Almen obtenus pour des procédés conventionnels. Dans le cas classique, la zone de compression se situe sur la face supérieure de l'éprouvette, face où est appliqué le traitement. Pour l'EMP, cette zone de compression est située plutôt dans la partie inférieure de l'éprouvette, d'où des résultats inversés.

Comme dans les essais il est prévu de réaliser une seule impulsion électromagnétique par éprouvette, la déflexion attendue sera bien plus faible que celle indiquée par les simulations numériques. Un système de stéréocorrélation d'images, qui va être détaillé dans une autre section, permet de caractériser cette déflexion et la déformation de l'éprouvette.

### 3.2.2 Réglage du dispositif

Dans la partie précédente, il est précisé qu'une seule impulsion a été réalisée au centre de chaque éprouvette d'aluminium 6061-T0. Ces dernières sont placées sous l'inducteur dans un support en polycarbonate comme l'indique la Figure III.12. Ce support permet d'isoler électriquement l'éprouvette en alliage d'aluminium et la table XY en acier. Cette plaque est également suffisamment épaisse pour considérer que la table n'a pas d'influence sur le dispositif. L'ensemble formé par le support et l'inducteur au-dessus a pour objectif de maintenir l'éprouvette en place lors de l'essai. Cet ensemble est ensuite bridé avec plusieurs serre-joints pour éviter tout recul dû à l'impulsion électromagnétique.

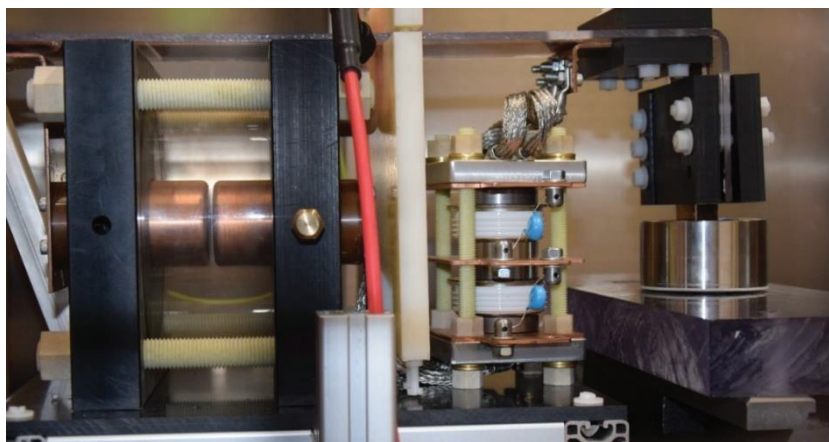


Figure III.12 — Vue sur la partie de banc avec l'éclateur, les diodes, l'inducteur et la pièce à traiter sous l'inducteur.



Pour obtenir une impulsion de courant avec un courant crête de 50 kA, le banc de condensateur doit être chargé à environ 5,7 kV. L'écartement entre les électrodes de l'éclateur a été ajusté pour obtenir la formation d'un arc électrique pour cette valeur de charge. Ce réglage a nécessité plusieurs essais à vides pour obtenir la bonne amplitude de courant. Comme précisé précédemment, une sonde de Rogowski est utilisée pour mesurer le courant dans la boucle principale. Cette sonde est placée sur le bus barre qui connecte l'inducteur et le banc de condensateur. Le profil de courant mesuré lors d'un essai sur une éprouvette est présenté sur la Figure III.13. Sur cette figure, il est possible de voir que la demi-période de l'impulsion est plus longue que celle attendue. À noter qu'au moment du déclenchement de l'éclateur, lors de la montée en courant, le fonctionnement de ce dernier vient perturber la mesure de courant. À noter aussi la présence d'un courant négatif dans la boucle principale, autrement dit dans les diodes. Ce courant est dû au temps de recouvrement des diodes.

D'après les mesures, la pseudo-période du banc est de 40  $\mu\text{s}$  soit une pseudo-fréquence de 25 kHz. Pour rappel, dans le dimensionnement, le dispositif devait disposer d'une pseudo-fréquence de 32,2 kHz. Cette différence peut s'expliquer par une inductance parasite du système plus grande que celle premièrement estimée. Cette inductance parasite supplémentaire est probablement due à la présence des diodes de blocages ainsi que de leur support. Il est également possible que l'inductance parasite des bus barres et des connexions soient sensiblement plus importantes que celles attendues.

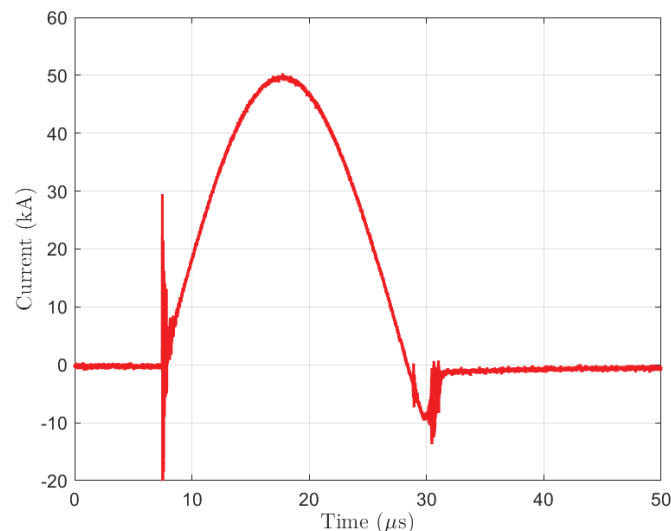


Figure III.13 — Profil de courant expérimental mesuré lors d'un essai sur une éprouvette d'aluminium 6061-T0 pour une charge des condensateurs à 5,7 kV.

### 3.2.3 Mesures de la déformation induite par l'EMP

La présence de contraintes résiduelles dans un matériau a pour origine une déformation plastique locale. Dans le cas d'une éprouvette fine, il a été présenté que cette déformation plastique peut induire une déformation macroscopique mesurable. Cependant, dans le cas de l'essai réalisé, l'éprouvette n'a pas été complètement traitée. La déformation macroscopique qui s'en suit est relativement faible. Un dispositif de stéréocorrélation d'images est utilisé pour faire une mesure de la déflexion de l'éprouvette.

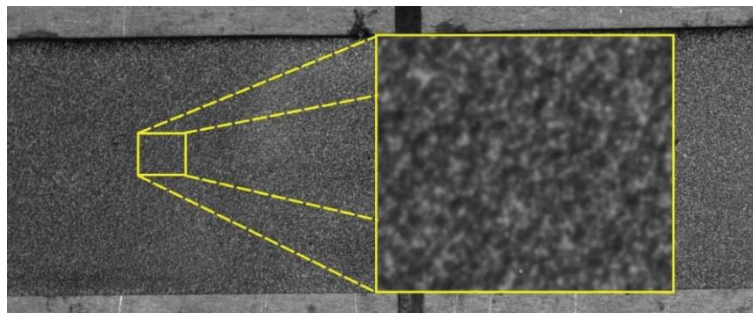


Figure III.14 — Exemple de mouchetis appliqué sur une éprouvette d'alliage AA6061-T0 avant EMP.

La stéréocorrélation d'images ou « Digital Image Correlation » (DIC) est une méthode qui permet de mesurer les champs de déplacements dans l'espace entre deux images via l'application d'une texture en nuance de gris ou mouchetis en surface de l'éprouvette observée (Figure III.14). Deux caméras avec des objectifs adéquats sont utilisées avec un système informatique. Une fois le système correctement calibré, il est possible de suivre le déplacement des points présents sur le mouchetis pour remonter au champ de déformation en surface de l'éprouvette via un logiciel spécifique.

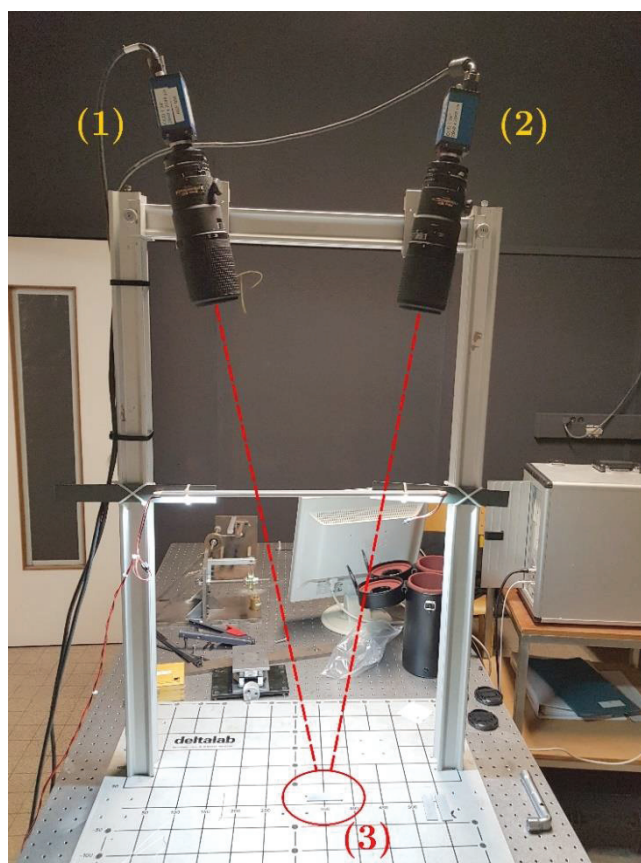


Figure III.15 — Photo du dispositif de stéréocorrélation d'images lors d'une mesure sur une éprouvette d'AA6061-T0 traité par EMP. (1) et (2) sont des caméras CCD de 2048 x 2048 pixels avec des objectifs Nikkor micro 200 mm et (3) est l'éprouvette.

Le dispositif de mesure de corrélation d'images utilise deux objectifs AF Micro Nikkor de 200 mm sur lesquels sont montés des caméras CCD de 2048x2048 pixels. Un éclairage à LED est

également utilisé pour permettre un meilleur contraste du mouchetis. Ces données sont analysées via le logiciel dédié VIC 3D de Correlated Solutions.

Une mesure est réalisée avant et après traitement sur plusieurs éprouvettes en AA6061-T0. Suite aux traitements sur éprouvettes minces, la stéréocorrélation d'images a permis de mettre en évidence la déformée de l'éprouvette suite à une impulsion avec un courant de 50 kA (Figure III.16 et Figure III.17). L'allure générale de l'éprouvette correspond aux résultats obtenus par E. Sonde dans le cas d'un traitement complet. Dans les résultats numériques précédents, la déflexion était de 1,4 mm tandis que la déflexion expérimentale est seulement de 0,12 mm. Cependant, au centre de l'éprouvette il est possible d'observer un relief qui n'était pas prévu par les calculs. Il se situe au niveau du centre de l'inducteur, zone où très peu de courant est induit et qui ne suffit pas à induire une déformation plastique. En effet, dans les simulations précédentes il était question d'un traitement complet et non local comme dans le cas de l'essai. Ainsi il est possible que cet effet soit occulté par le recouvrement de tir.

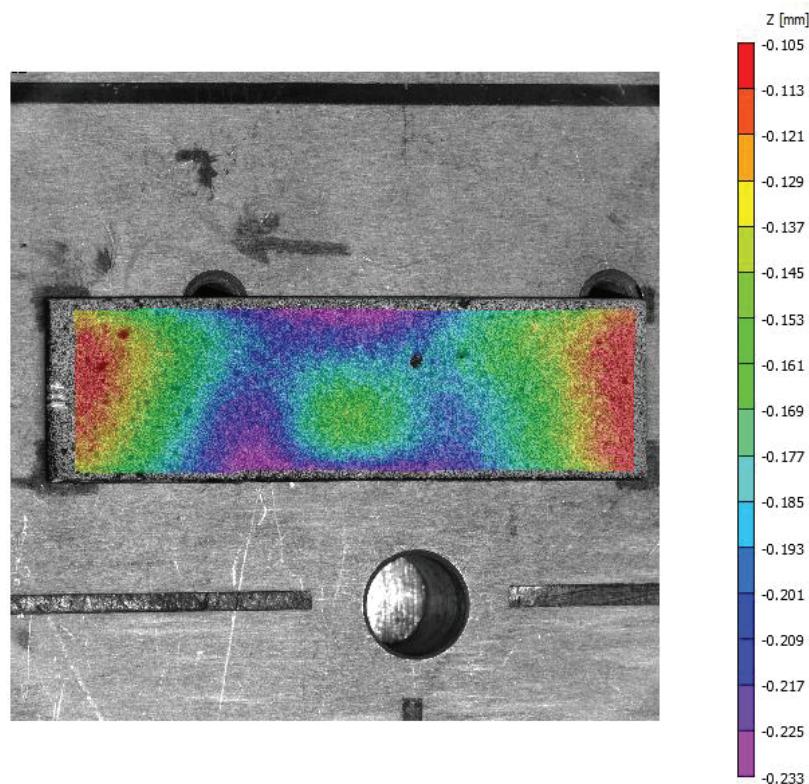


Figure III.16 — Déplacement selon l'axe Z d'une éprouvette d'AA6061-T0 vue dans le plan XY.

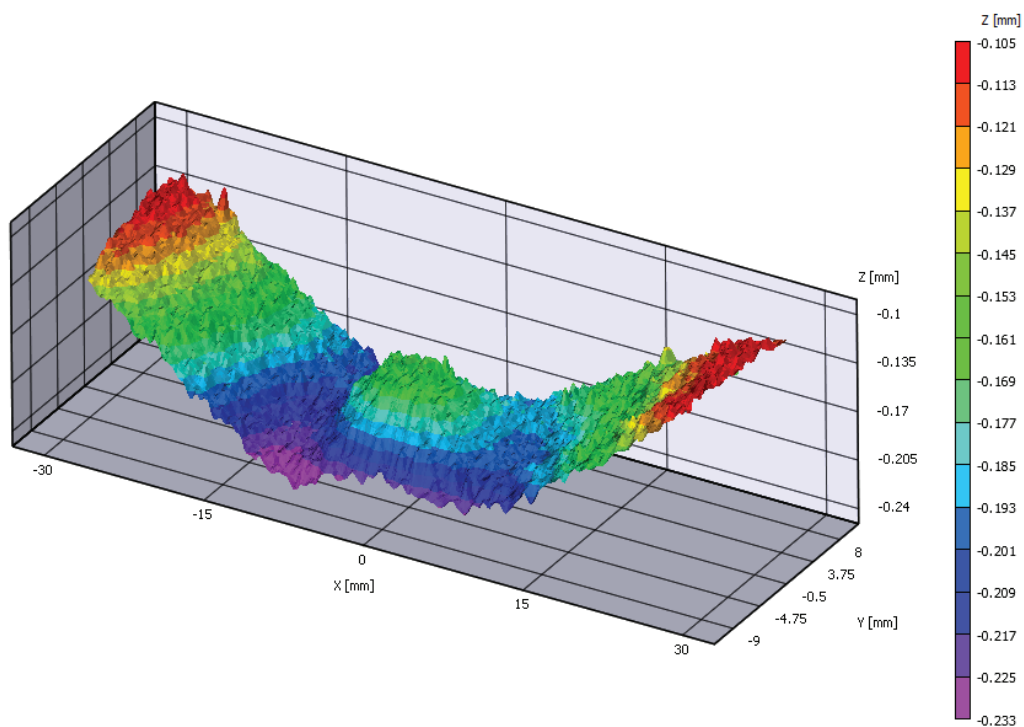


Figure III.17 — Vue 3D du déplacement selon l'axe Z d'une éprouvette d'AA6061-T0 après traitement.

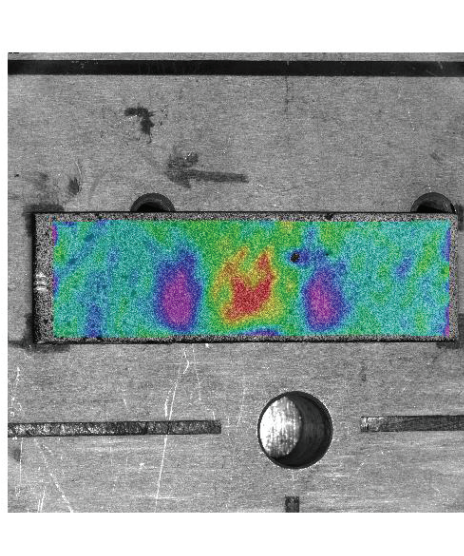


Figure III.18 — Déformation  $e_{xx}$  longitudinale sur l'éprouvette vue dans le plan XY.

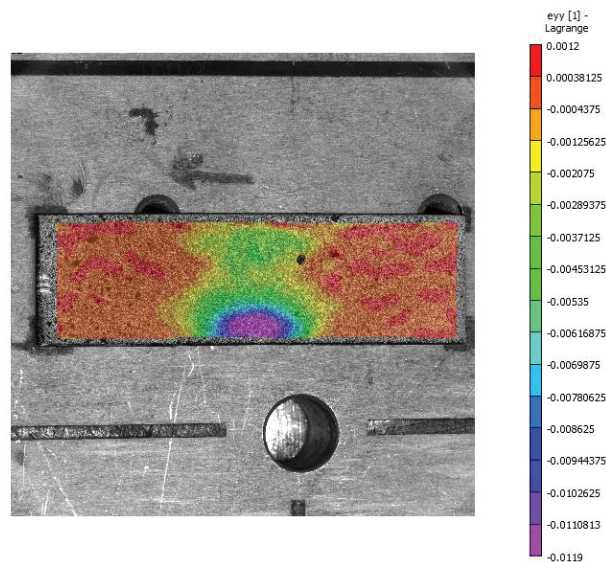


Figure III.19 — Déformation  $e_{yy}$  transversale sur l'éprouvette vue dans le plan XY.

Un autre aspect intéressant de l'utilisation de la corrélation d'images est la possibilité du suivi de l'évolution des points du mouchetis. En évaluant le déplacement de ces points entre les clichés avant et après, avec le logiciel VIC 3D, il est possible d'extraire la déformation  $e_{xx}$  et  $e_{yy}$  en surface de l'éprouvette. Comme l'inducteur était placé relativement au centre de l'éprouvette, la Figure III.18 présentant la déformation  $e_{xx}$  montre une symétrie par rapport au centre de

l'impact. Concernant la déformation  $e_{yy}$  (Figure III.19) quelques différences sont à noter. L'éprouvette étant moins large que le diamètre de l'inducteur, il y a eu une plus forte densité de courant sur les bords de l'éprouvette. Cet effet de bord a conduit à une déformation plus importante que pour la déformation  $e_{xx}$ . De plus la déformation  $e_{yy}$  présente une dissymétrie. Cette différence peut s'expliquer par un léger écart de l'inducteur par rapport au placement prévu qui est accentué par la présence du bord de l'éprouvette. Toutefois, si on élimine le léger décalage lors du traitement EMP, on retrouve sensiblement les mêmes résultats pour  $e_{xx}$  et  $e_{yy}$ .

Ces résultats présents dans Figure III.18 et Figure III.19 apportent un élément de réponse à la présence du relief sur l'éprouvette. En effet, la région autour du relief présente une zone traction en anneau venant comprimer la région au centre. La formation de ce relief peut venir de la compression locale de l'aluminium. Il est possible, dans le cas d'un traitement complet, que ce relief disparaisse lors du recouvrement des tirs pour traiter l'intégralité de la surface. Ce point est à confirmer lors d'un autre essai expérimental sur une éprouvette Almen.

### 3.3 Essais sur une éprouvette massive

La deuxième phase de la campagne d'essais consiste à réaliser un test sur un échantillon massif d'alliage d'aluminium 6061-T0. Cet essai a pour objectif de confirmer la possibilité d'induire des contraintes résiduelles de compression sur de grandes profondeurs tout en conservant l'état de surface de l'éprouvette.

Les éprouvettes massives sont de 20 mm d'épaisseur pour 100 mm de longueur et 100 mm de largeur. La largeur et la longueur de l'éprouvette ont été choisies pour éviter les effets de bord qui ont pu être observés lors de l'essai Almen. De ce fait il est possible de considérer cette éprouvette comme semi-infinie. L'épaisseur du massif a été déterminée en fonction des résultats numériques obtenus par E. Sonde [2]. Dans ses résultats obtenus avec de l'aluminium 6061-T6 pour un courant crête de 180 kA, il était possible d'avoir des contraintes résiduelles jusqu'à 20 mm de profondeur. Dans cette campagne d'essai, les impulsions électromagnétiques vont être moins intenses que dans le cas des simulations réalisées. Toutefois, la limite élastique très faible de l'aluminium AA6061-T0 devrait permettre d'obtenir des profondeurs de traitement relativement importantes par rapport aux procédés classiques même pour des impulsions électromagnétiques de faibles envergures.

Contrairement aux essais Almen, l'application de l'EMP sur les éprouvettes ne devrait pas induire une déformation macroscopique visible. Pour localiser la présence de contraintes résiduelles, il sera nécessaire d'exploiter d'autres méthodes de caractérisation comme la dureté du matériau. Cette dernière peut être liée au taux de déformation plastique dans le matériau et donc également liée aux contraintes résiduelles induites par ces dernières.

#### 3.3.1 Paramètres de l'essai

Dans cet essai, une éprouvette dite massive va être traitée par le procédé EMP. Il s'agit d'un bloc d'aluminium 6061 qui a subi un traitement thermique adéquat pour qu'il soit dans l'état T0. L'intérêt de cet essai est de visualiser la profondeur d'impact du procédé EMP.

Les paramètres électriques de cet essai sont similaires à ceux utilisés pour les éprouvettes Almen. C'est-à-dire qu'un tir unique va être réalisé au centre de l'éprouvette. Les condensateurs sont chargés à une tension d'environ 5,7 kV pour produire une impulsion de courant de 50 kA.

### 3.3.2 Dureté Vickers

Afin de donner une estimation de la localisation des zones plastifiées, soit des zones de contraintes, une cartographie de dureté Vickers a été réalisée sur cet échantillon d'aluminium. Pour mieux comprendre le principe de cette mesure, une présentation de ce procédé va être réalisée avant de continuer sur les résultats obtenus.

#### 3.3.2.1 Principe de la dureté Vickers

La caractérisation de contraintes résiduelles dans un matériau peut s'avérer relativement complexe à mettre en œuvre. Il est possible d'utiliser des systèmes de diffraction par rayons X, mais malheureusement ce type de solution présente plusieurs inconvénients, par exemple son manque de précision et son aspect destructif pour la pièce analysée.

Cependant il existe des moyens indirects pour obtenir une indication sur la présence de contraintes résiduelles comme l'utilisation de la dureté Vickers. Le niveau de dureté d'un matériau peut être influencé par la présence de dislocations et si le matériau a subi des déformations plastiques.

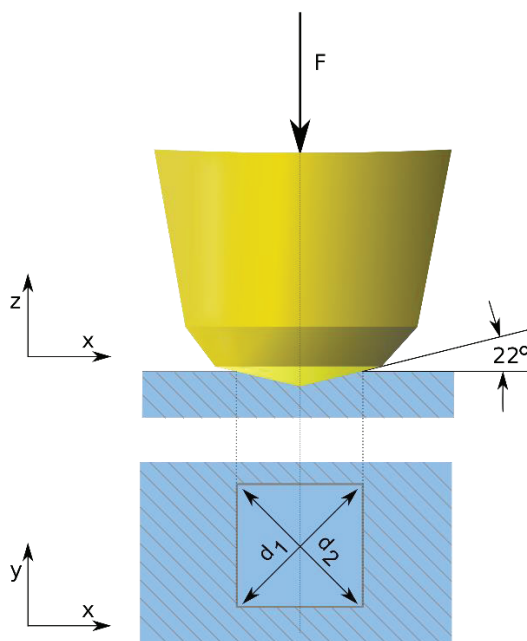


Figure III.20 — Schéma de principe pour un essai de dureté Vickers.

La mesure de la dureté Vickers HV est réalisée par la production d'une indentation dans le matériau cible avec une pointe pyramidale en diamant. Cette pointe respecte un standard avec une forme pyramidale avec un sommet à 136°. La dureté Vickers est donnée par la relation entre la force  $F$  appliquée pour produire l'indentation et la surface  $A$  indentée.

$$HV = \frac{F}{A} \quad (\text{III.1})$$

L'indentation est réalisée sous une certaine force d'application, exprimé en N et l'effort de test maintenu pendant une période de temps comprise entre 10 et 15 s. Cette procédure laisse une empreinte pyramidale dans le matériau cible. Par la suite les diagonales  $d_1$  et  $d_2$  de l'indentation sont mesurées avec un microscope optique (Figure III.20 et Figure III.22). Ces valeurs sont ensuite moyennées pour donner la distance  $d$  qui est utilisée pour déterminer la surface  $A$  de l'indentation par la relation définie ci-dessous.

$$A = \frac{d^2}{2 \sin\left(\frac{136}{2}\right)} \quad (\text{III.2})$$

Par approximation, la dureté Vickers HV peut simplement s'exprimer par la relation suivante :

$$HV \approx 0,1891 \frac{F}{d^2} \quad (\text{III.3})$$

### 3.3.2.2 Résultats de mesures

L'intérêt de cette mesure est de pouvoir cartographier un impact par EMP sur une éprouvette d'alliage d'aluminium en surface et dans la profondeur. À partir de l'éprouvette utilisée pour la corrélation d'image, deux mesures ont été réalisées. La première mesure est réalisée sur la face XY pour localiser la zone d'impact ainsi que pour visualiser l'étendue de cette zone dans le plan. Par la suite, l'éprouvette a été coupée en deux à l'aide d'une micro-scie selon le plan XZ pour mesurer la dureté dans la section XZ (Figure III.21). Chacune des surfaces cartographiées est préalablement polie pour obtenir des surfaces planes et, dans le cas de la section XZ, pour limiter l'influence de la coupe faite à la micro-scie.

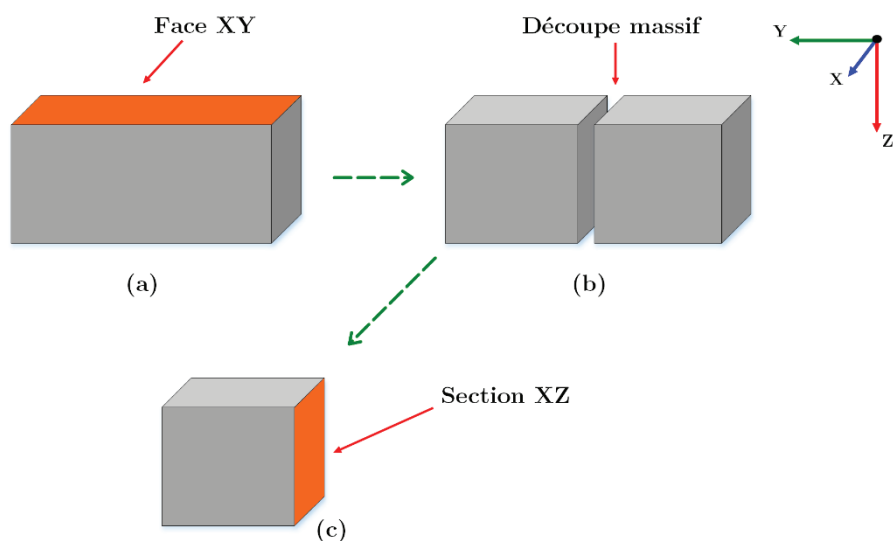


Figure III.21 — Préparation des échantillons pour mesure de dureté sur une éprouvette. (a) Polissage et cartographie de la face XY, (b) découpe de l'éprouvette suivant un plan XZ avec une micro-scie et (c) polissage et cartographie de la section XZ.

Pour les deux cartographies de dureté, les surfaces ont dû être polies jusqu'à un grain 1200 pour limiter les déformations et irrégularités en surface du matériau. Ces phases de polissages ont été faites par des passes progressives d'abrasions suivant des grains de plus en plus fins. Dans le cas de la mesure suivant le plan XY, il s'agit des irrégularités liées à l'éprouvette et dans le cas de la section XZ, il s'agit d'éliminer les déformations induites lors de la découpe de l'éprouvette. Un autre point, un bon état de surface permet de disposer d'un bon contraste pour effectuer les mesures de l'indentation comme l'illustre la Figure III.22. Ce polissage a enlevé 0,5 mm de matière au niveau de la surface XY et de la section XZ. Dans le cas de la surface XY, cela implique un décalage de la mesure. Cette dernière ne sera pas réalisée directement au niveau de la zone en regard avec l'inducteur, mais légèrement en profondeur à  $z = 0,5$  mm. Il est en de même pour la section XZ. Cependant ce décalage lié au polissage a été considéré lors de la découpe de la section à l'aide d'une micro-scie. Toutefois, un décalage persiste dans les mesures dans la section XZ. Contrairement à la face XY où les mesures ont été réalisées dans la zone centrale de l'éprouvette massive, dans le cas des mesures selon la section XZ les mesures sont réalisées à proximité de l'arête liant la face XY et la section XZ. Il y a une possibilité de perturbation des résultats obtenus à proximité de cette arête. Afin de réduire ces effets, un décalage de 1,5 mm selon l'axe Z est fait lors des mesures.

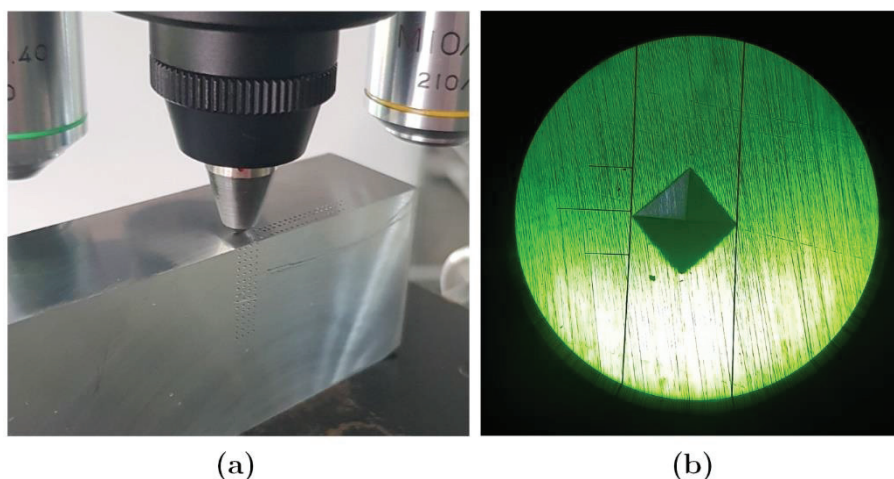


Figure III.22 — (a) Vue sur le poinçon lors d'une mesure dans la section XZ sur de l'AA6061-T0 traité et (b) vue sur l'indentation provoquée par le poinçon.

Les mesures ont été réalisées avec un testeur de dureté Vickers HV-700. Ce dispositif est paramétré pour appliquer une force de 98,07 N lors de l'indentation avec un maintien en charge de 10 s. Lors des essais préliminaires pour connaître la dureté Vickers du matériau, les indentations avaient des diagonales d'environ 480  $\mu\text{m}$ . L'objectif étant de réaliser une cartographie des surfaces XY et de la section XZ, il est donc indispensable de définir un pas de mesure suffisamment faible pour disposer d'une bonne résolution. Cependant cette méthode de mesure induit une déformation locale du matériau lié à l'indentation. Si une mesure est réalisée dans le voisinage direct de la mesure précédente, il y a un risque de perturbation de la dureté mesurée. Pour limiter cet effet tout en conservant une cartographie suffisamment fine, chaque mesure est espacée d'une distance de 1 mm.



L'éprouvette a été placée sous l'inducteur de sorte qu'elle soit relativement centrée. Connaissant la position relative de l'impact, située sous la zone de l'inducteur, les mesures de dureté ont été réalisées partant du centre puis suivant les axes positifs des directions X et Y, soit dans un quart de la face XY de l'éprouvette. En prenant comme référence la moyenne de la dureté sur 25 points dans une zone non affectée par le traitement EMP, il est possible d'établir la cartographie de dureté Vickers relative de la face XY. Comme l'illustre la Figure III.23, il y a une augmentation relative d'environ 10 % de la dureté dans la zone sous l'inducteur. Cette différence peut traduire la plastification de la zone lors de l'impulsion électromagnétique due aux forces de Laplace induites dans le matériau. Il est possible de voir des zones de dureté légèrement plus élevées dans la face XY. Ces écarts peuvent provenir des irrégularités de l'éprouvette lors de son traitement thermique pour l'amener à l'état T0.

Une fois les mesures terminées sur la face XY, l'éprouvette a été coupée en deux avec une micro-scie et la section XZ a également été polie avec la même procédure que pour la face XY. Dans le cas des mesures de dureté réalisées sur la section XZ, il y a un décalage dans la profondeur indiquée sur la cartographie de 1,5 mm. Sur la cartographie de la section XZ, l'inducteur est situé entre 7 et 12 mm selon l'axe X. En tenant compte du décalage, il est possible d'observer une zone sous l'inducteur où la dureté relative est augmentée d'environ 14 %. Il est possible d'observer ces changements jusqu'à une profondeur de 4,5 mm. Ces variations traduisent une plastification du matériau dans cette zone. Ceci indique que le traitement permet de contraindre le matériau à des profondeurs relativement élevées. Pour rappel, il est difficile d'obtenir des profondeurs de traitements supérieurs à 1 mm pour du grenailage de précontrainte. Ce procédé se démarque par rapport aux procédés classiques de par sa profondeur de traitement conséquente même avec une impulsion de faible puissance.

Les niveaux de dureté Vickers mesurés permettent de localiser la présence de déformation plastique dans le matériau. Malheureusement, ces résultats ne traduisent pas quantitativement un niveau de mise en compression, mais donnent une information qualitative sur l'état de l'éprouvette après traitement. Afin d'obtenir une information plus quantitative sur les zones mises en compression, l'outil numérique peut être une solution intéressante en particulier si les zones de déformation plastique sont similaires aux zones où des variations de dureté ont pu être mesurées.

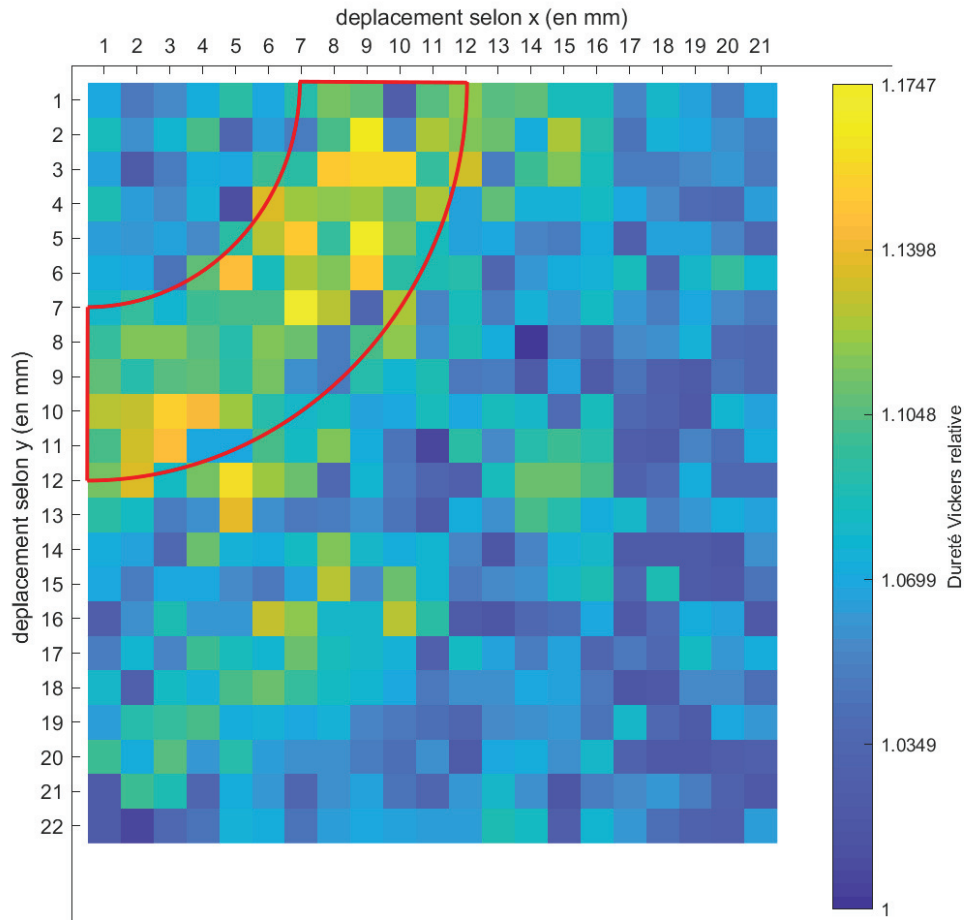


Figure III.23 — Cartographie de la dureté Vickers relative obtenue pour la face XY de l'éprouvette d'AA6061-T0 réalisée à une profondeur de 0,5 mm. En rouge, position de l'inducteur lors de l'essai.

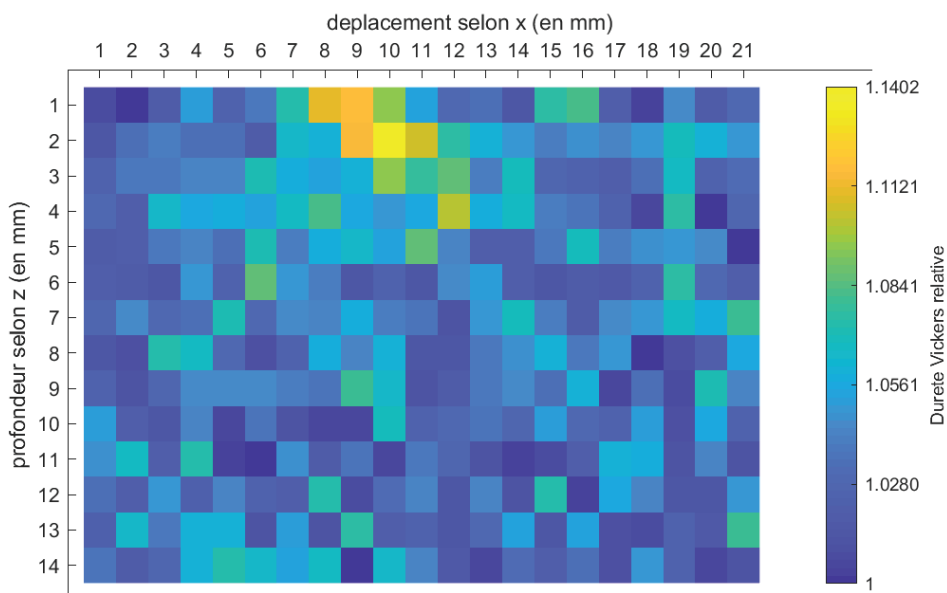


Figure III.24 — Cartographie de la dureté Vickers relative obtenue pour la section XZ de l'éprouvette d'AA6061-T0.

## 4 Modélisation : couplage électro-mécanique

Les résultats expérimentaux obtenus dans la partie précédente ont été fondés sur les résultats numériques du modèle réalisé par E. Sonde. Ces derniers ont été réalisés avec une géométrie 2D axisymétrique sous le logiciel Sysweld, ce qui n'est pas le cas des éprouvettes Almen ou des futures pièces. Pour compléter les résultats numériques obtenus par E. Sonde et les résultats expérimentaux, plusieurs simulations numériques 3D ont été réalisées avec le logiciel multiphysique ANSYS en se basant sur le modèle électromagnétique décrit précédemment (II.4).

### 4.1 Structure du modèle numérique

Le logiciel Ansys est décomposé en plusieurs modules dédiés qui peuvent communiquer entre eux via un superviseur appelé le « *workbench* ». Cet espace permet de partager des géométries, des configurations et de communiquer des résultats entre plusieurs modules. Le modèle présenté dans cette partie est décomposé en trois modules ; le module géométrie, le module Maxwell3D pour la partie électromagnétique et le module Mechanical pour la partie mécanique.

Dans cette étude, la géométrie utilisée est importée sous le module géométrie à partir d'un modèle CAO regroupant l'inducteur, l'éprouvette et son support isolant. Étant donné qu'il s'agit d'un modèle CAO, cette éprouvette peut facilement être changée s'il est question d'une éprouvette Almen ou d'une éprouvette massive. Ce module est ensuite importé dans les autres modules présents et ainsi les géométries peuvent y être synchronisées.

La première étape dans le calcul numérique est la résolution de la partie électromagnétique sous Maxwell3D. Ce calcul est réalisé de la même manière que dans la partie II.4. Il s'agit d'un calcul magnétodynamique avec comme donnée d'entrée le courant injecté dans l'inducteur. La forme d'onde du courant est directement issue d'une simulation réalisée sous Simplorer, qui est intégré dans le calcul réalisé sous Maxwell3D. Pour être au plus proche de la réalité, les inductances et résistances parasites ont été ajustées pour avoir une forme de courant le plus proche de la réalité. Les résultats obtenus, les forces volumiques induites par les courants dans l'éprouvette, serviront de base pour la configuration de la simulation mécanique faite sous le module structure transitoire.

La deuxième partie du calcul est la résolution mécanique transitoire sous Mechanical, compte tenu des résultats issus de la simulation électromagnétique. Les données d'entrées pour ce calcul sont les forces volumiques déterminées sous Maxwell. Dans cette partie, les paramètres mécaniques de l'aluminium AA6061-T0 ont été intégrés à la bibliothèque d'ANSYS pour disposer du matériau étudié pour les calculs. Avec la résolution numérique de l'évolution des forces volumiques au cours du temps, il sera possible d'extraire la déformation plastique dans le matériau ainsi que la distribution des contraintes résiduelles via la pression hydrostatique et la contrainte équivalente de von Mises.

## 4.2 Simulation : éprouvette Almen

L'essai Almen réalisé sur l'aluminium 6061-T0 a permis d'obtenir une déformation de l'éprouvette ayant la même tendance que les résultats obtenus par E. Sonde. Cependant, les résultats de corrélations d'images ne donnent pas la répartition et l'intensité des contraintes dans l'éprouvette. Ce calcul numérique va permettre d'obtenir une première estimation de ces résultats.

### 4.2.1 Paramètres de simulations

Les conditions électriques pour la partie électromagnétique sont telles que la tension de charges des condensateurs ainsi que les impédances des différents éléments du système sont regroupées dans un schéma électrique sous Simplorer, comme dans la modélisation électromagnétique réalisée dans la partie II.4. Ces valeurs sont directement utilisées dans le même schéma électrique établi en Figure II.26. Ce schéma électrique donne le courant électrique pour le paramètre d'entrée de la simulation électromagnétique sous Maxwell3D. Les paramètres utilisés pour le calcul sous Maxwell3D sont regroupés dans la Table III.4.

Une fois la simulation électromagnétique terminée, la densité de forces volumiques induites dans l'éprouvette est importée dans le modèle mécanique établi sous Mechanical. Les paramètres mécaniques employés pour les matériaux sont regroupés dans la Table III.4. Dans la partie mécanique, l'inducteur n'a plus besoin d'être modélisé puisque la densité de force volumique est directement importée dans l'éprouvette. De plus, un certain nombre de conditions de déplacement ont dû être prises pour disposer d'un environnement similaire aux conditions expérimentales. Dans l'essai expérimental, l'éprouvette était placée entre un support et le capot de l'inducteur. Ces deux éléments ont été modélisés et des conditions de support ont été imposées telles que le présente la Figure III.25. D'autres conditions de déplacements ont également dû être imposées pour modéliser l'encastrement de l'éprouvette dans le support. Durant la première phase du calcul, l'éprouvette a été bridée avec des conditions de déplacements comme l'illustre la Figure III.26, puis relâcher à partir de  $100 \mu s$  pour permettre à l'éprouvette de se déformer.

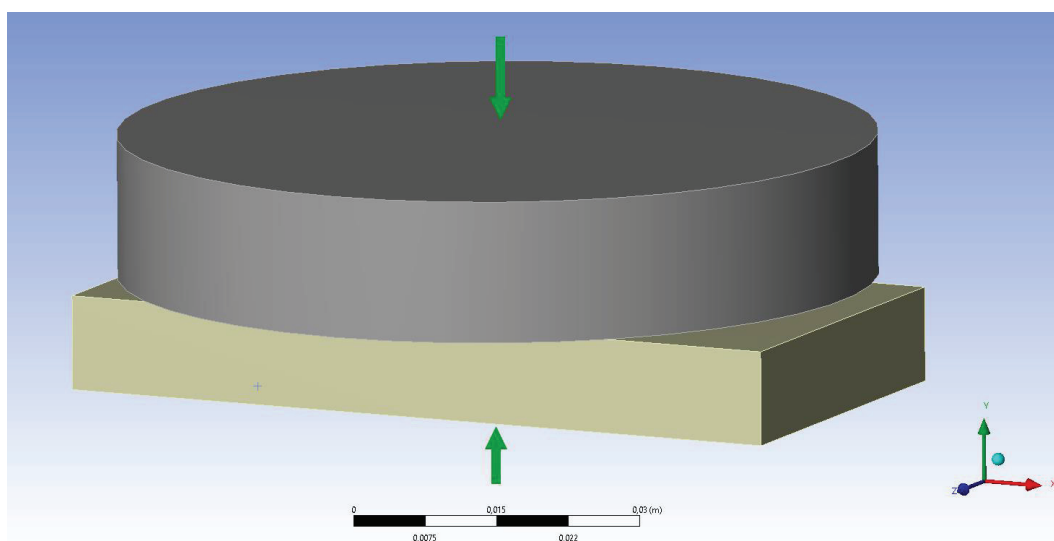


Figure III.25 — Conditions initiales appliquées au support (en bas) et du capot (en haut)

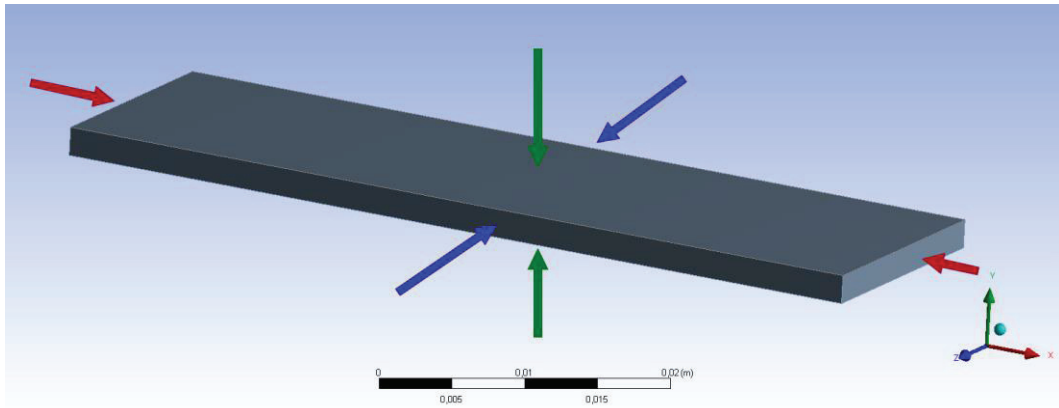


Figure III.26 — Conditions initiales imposées à l'éprouvette Almen. Le repère du modèle est défini avec l'axe x en rouge, l'axe y en vert et l'axe z en bleu. Les flèches rouges indiquent que les faces avec une condition de déplacement tel que  $x = 0$ , les flèches bleues, les faces avec une condition de déplacement tel que  $z = 0$  et les flèches vertes, les faces avec une condition de déplacement  $y = 0$ .

Table III.3 — Paramètres géométriques et matériaux pour la modélisation sous Maxwell3D

<b>Inducteur</b>	
Forme	Spirale
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Perméabilité relative	1
<b>Éprouvette</b>	
Forme	Almen
Matériau	Aluminium
Conductivité électrique	38 MS/m
Perméabilité relative	1,000021
Distance inducteur	1 mm
<b>Environnement</b>	
Matériau	Air
Conductivité électrique	0 S/m
Perméabilité relative	1
<b>Paramètres du circuit</b>	
Inductance totale	400 nH
Résistance totale	15 mΩ
Capacité	62 μF
Tension de charge	5,7 kV
<b>Configuration</b>	
Temps de calcul	16 μs
Pas de temps	1 μs
Type d'élément	Tétraédriques quadratiques

Table III.4 — Paramètres géométriques et matériaux pour la modélisation sous Mechanical

<b>Éprouvette</b>	
Matériau	Aluminium AA6061-T0
Masse volumique	2700 Kg/m <sup>3</sup>
Module de Young	69 GPa
Loi de comportement	Écrouissage isotrope tabulaire (Figure III.8)
<b>Configuration</b>	
Temps de calcul	
Phase 1	0 – 16 $\mu s$
Pas de temps	1 $\mu s$ (10 sous-incréments)
Phase 2	16 – 500 $\mu s$
Pas de temps	4 - 100 $\mu s$ (50 - 150 sous-incréments)
Type d'élément	Hexaédriques quadratiques

#### 4.2.2 Résultats

Avec Mechanical, il est possible de calculer la déformation plastique équivalente de l'éprouvette Almen (Figure III.27). Les résultats obtenus montrent que l'impulsion électromagnétique a effectivement induit une déformation plastique significative à l'éprouvette. Il est possible de visualiser la forte influence des effets de bords due au fait que l'éprouvette est moins large que le diamètre de l'inducteur. Ceci est particulièrement visible sur le déplacement de l'éprouvette selon l'axe  $y$  (Figure III.28), axe perpendiculaire à l'éprouvette dans les calculs. Ces résultats n'étaient pas aussi significatifs dans l'essai. Toutefois, il est possible de retrouver la même déformation centrale observée précédemment ainsi que des allures de champs de déformation sur la face en regard de l'inducteur similaire (Figure III.29 et Figure III.30) aux résultats expérimentaux.

Concernant les contraintes résiduelles dans l'éprouvette, la face du dessus de l'éprouvette présente des contraintes de traction relativement élevées de l'ordre de 40 % de la limite élastique du matériau. La face du dessous de l'éprouvette quant à elle présente des zones de compression très localisées avec des valeurs de l'ordre de 80 % de la limite élastique. Cette répartition des contraintes se rapproche des résultats obtenus lors des études précédentes dans le cas d'un traitement complet d'une éprouvette [3].

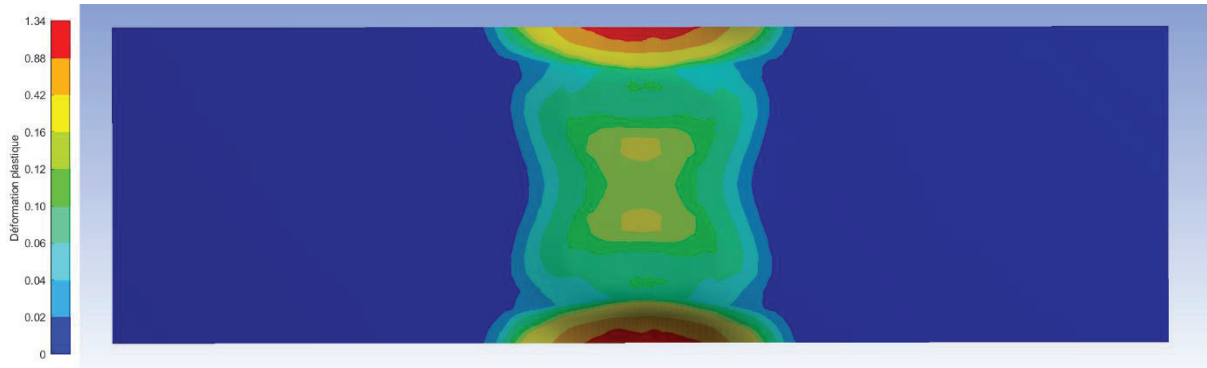


Figure III.27 — Déformation plastique équivalente sur la vue du dessus de l'éprouvette Almen.

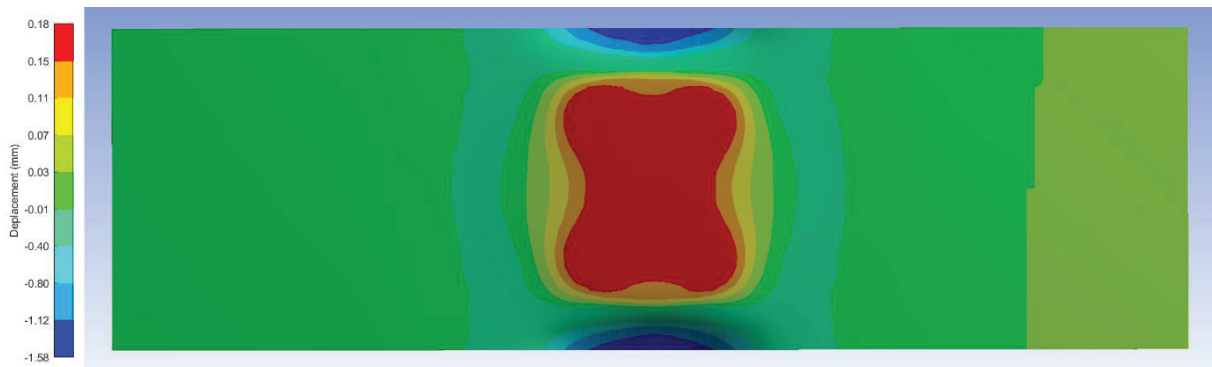
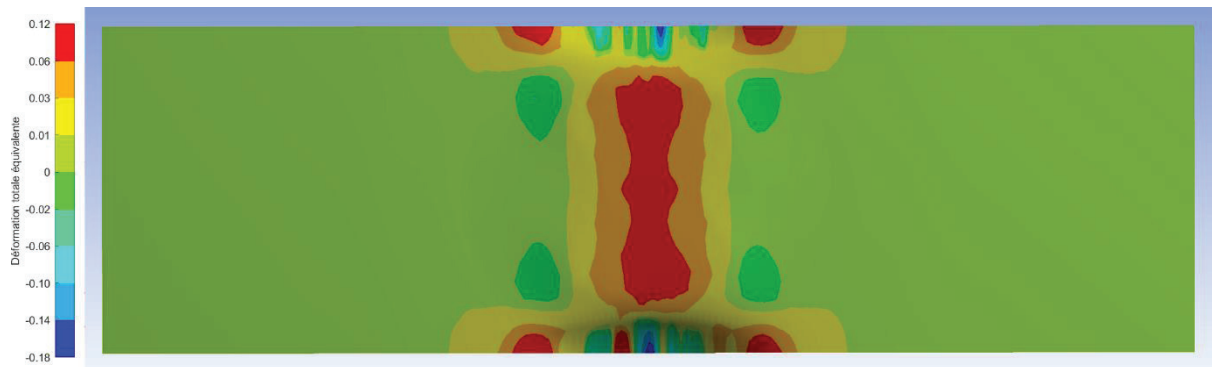
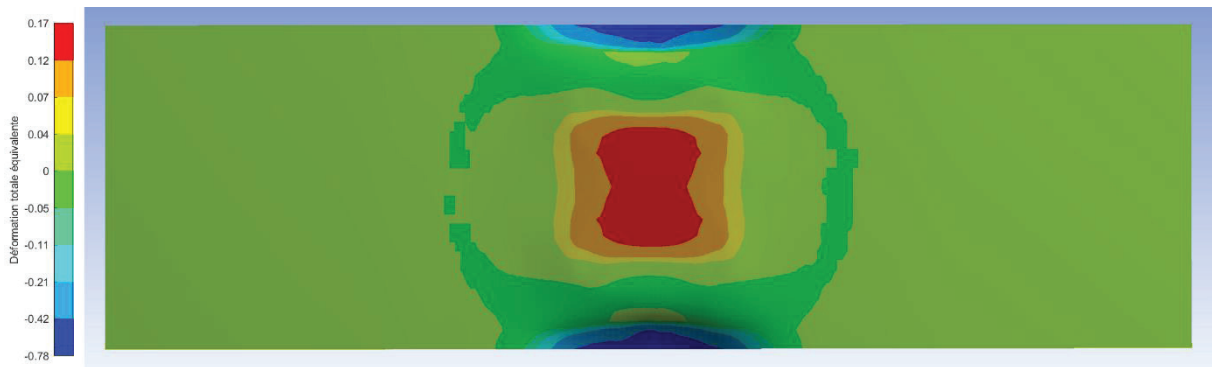


Figure III.28 — Déplacement selon l'axe y de l'éprouvette en vue du dessus.

Figure III.29 — Déformation totale équivalente  $e_{xx}$  en vue du dessus de l'éprouvette.Figure III.30 — Déformation totale équivalente  $e_{zz}$  en vue du dessus de l'éprouvette.

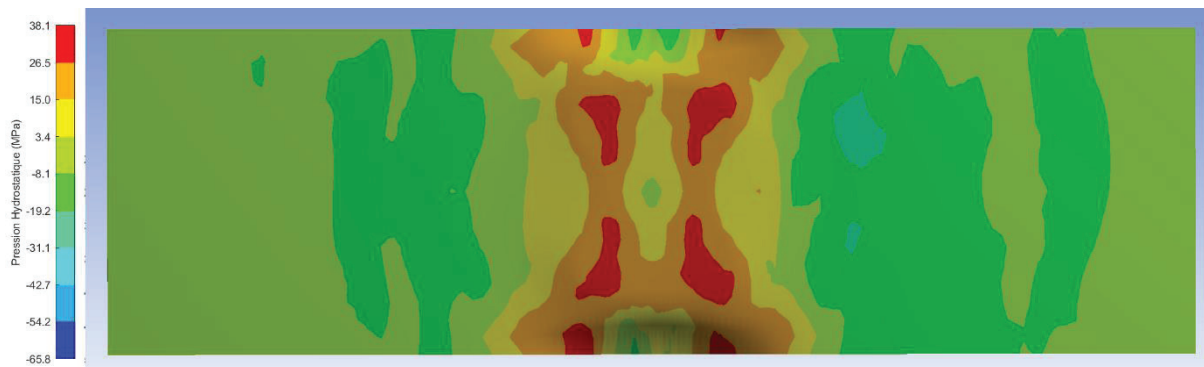


Figure III.31 — Contraintes résiduelles en vue du dessus de l'éprouvette.

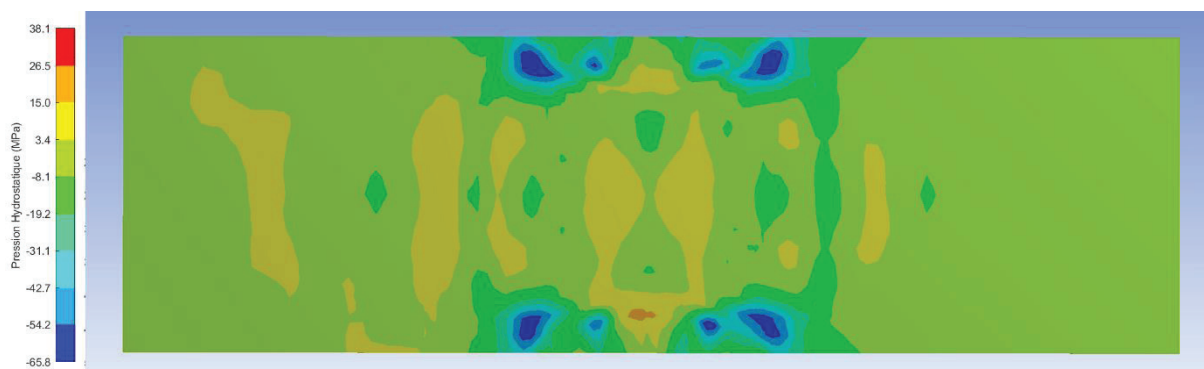


Figure III.32 — Contraintes résiduelles en vue du dessous de l'éprouvette.

Lors du développement de ce modèle sur éprouvette fine, une forte disparité des résultats a pu être observée en fonction des conditions initiales imposées à l'éprouvette, comme les conditions de blocages imposées sur les faces de l'éprouvette et les modifications des conditions de contact avec le support et le capot. Une modification d'un de ces paramètres peut avoir une grande influence sur l'allure de la déformation de l'éprouvette et, in fine, sur la répartition des contraintes. Les résultats présentés sont les résultats se rapprochant le plus des conditions de l'essai et les différences obtenues dans les résultats montrent que ces conditions ne sont pas complètement valides. Toutefois, les déformations plastiques résultantes ne dépendent que très peu de ces paramètres initiaux. Elles sont majoritairement dues à la densité de forces volumiques importées depuis Maxwell sous Mechanical et donc un indicateur fiable des phénomènes électromagnétiques. Ce modèle, en l'état peut permettre de visualiser si des paramètres électriques donnés peuvent induire des déformations plastiques dans une éprouvette fine et plus particulièrement dans un matériau donné.

### 4.3 Simulation : éprouvette massive

Un essai expérimental a été réalisé sur un massif d'aluminium 6061-T0. Les essais de dureté réalisés ont mis en évidence des zones ayant des duretés plus élevées dans le matériau. Ces variations sont probablement dues aux déformations plastiques induites par le procédé EMP. Une étude numérique est réalisée utilisant le modèle précédent. Ceci devrait permettre de confirmer les résultats expérimentaux et d'obtenir une estimation de la répartition des zones de contraintes dans le massif.



### 4.3.1 Paramètres de simulation

Lors de l'essai, le massif a été placé sous l'inducteur de sorte que le milieu de l'éprouvette soit aligné avec le centre de l'inducteur (Figure III.33). Les conditions électromagnétiques de la simulation sous Maxwell sont identiques à celles utilisées dans le calcul précédent. Les valeurs d'impédances ne sont pas différentes de celles définies dans la Table III.3 et le niveau de charge des condensateurs est toujours à 5,7 kV. Comme le même matériau est utilisé pour l'essai sur massif, les propriétés mécaniques sont également identiques. Cependant les conditions initiales pour le calcul mécanique sont bien plus simples. En effet, contrairement à l'éprouvette Almen, une seule condition de support est imposée sous l'éprouvette. Ceci permet de simplifier le calcul en ne modélisant pas le support sur lequel repose l'éprouvette.

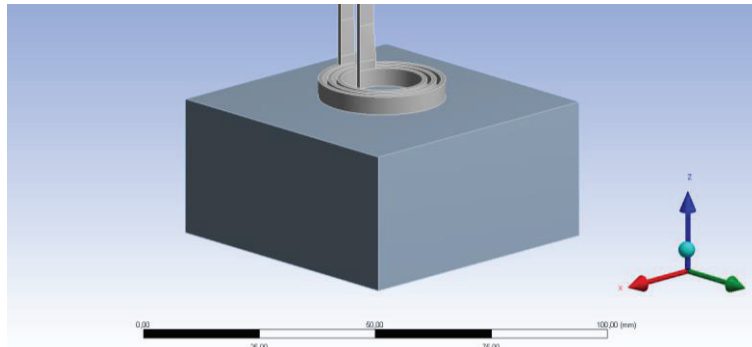


Figure III.33 — Géométrie pour le calcul numérique avec une éprouvette massive.

### 4.3.2 Résultats

Comme pour l'éprouvette Almen, et en conservant les mêmes plans de coupe que pour les essais de dureté (Figure III.21), il est possible d'extraire la déformation plastique dans le massif après essai. En prenant le plan XZ (Figure III.34), il est possible de visualiser l'allure de la déformation plastique induite dans l'éprouvette massive. Pour rappel, l'inducteur se situe entre 7 et 12 mm suivant l'axe X. La déformation plastique, avec un maximum à 0,26 % à une profondeur de 2 mm, sous la deuxième spire de l'inducteur, reste relativement faible car l'impulsion électromagnétique est de faible puissance. Cependant il est possible de constater une déformation plastique supérieure à 0,1 % jusqu'à 6 mm de profondeur.

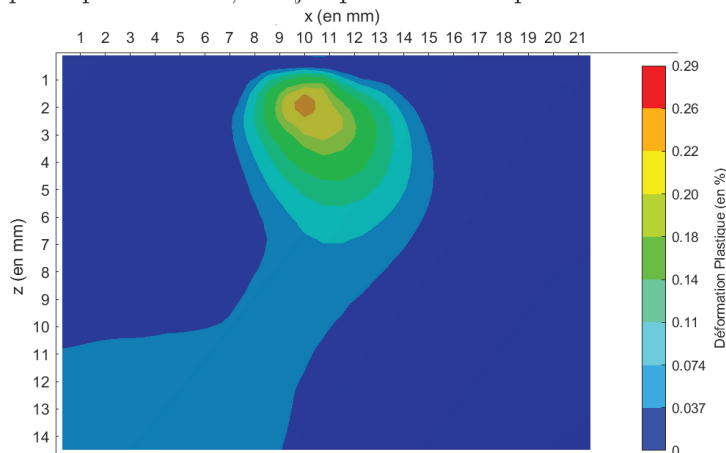


Figure III.34 — Isovaleurs de déformation plastique équivalente induite par un tir EMP dans le massif dans le plan XZ. L'origine du repère est donnée par le centre de l'impact sur le massif.

Tout comme dans l'essai Almen, il est possible d'extraire les contraintes résiduelles (Figure III.35) induites par l'impulsion électromagnétique. Ainsi, il est possible de visualiser une zone où les contraintes résiduelles dépassent les 60 % de la limite élastique du matériau ( $\sigma_e = 73 \text{ MPa}$ ) qui s'étend de 1 à 3 mm de profondeur au niveau de la première spire de l'inducteur (entre 7 et 8 mm selon x). Cette zone de compression s'étend de part et d'autre de l'inducteur pour atteindre un rayon d'environ 16 mm de diamètre. Dans la région au centre de l'inducteur, la zone de compression est moins profonde que sous l'inducteur, mais le matériau a été mis en compression de la surface jusqu'environ 2,5 mm.

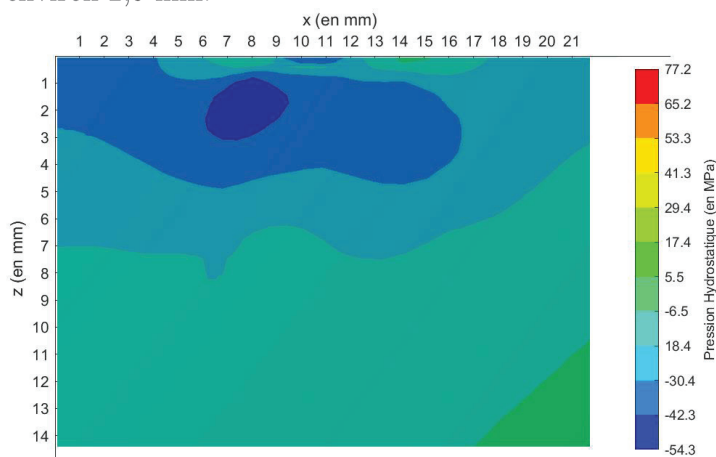


Figure III.35 — Profil de contrainte hydrostatique résiduelle dans le massif.

En comparant ces résultats numériques aux cartographies de dureté (Figure III.23 et Figure III.24), il est possible de visualiser une bonne corrélation entre les zones de déformation plastique obtenues sous Ansys et les mesures précédentes (Figure III.36 et Figure III.37). Si on considère, sous Ansys, un plan parallèle à la surface de l'éprouvette à une profondeur de 0,5 mm, il est possible d'extraire la déformation plastique équivalente dans ce plan. Pour rappel, cette distance de 0,5 mm correspond à la matière retirée lors du polissage de la surface pour préparer les essais de dureté. En comparant ces résultats avec les mesures de dureté, il est possible de constater que les zones où il y a eu une élévation de dureté correspondent bien aux localisations numériques des déformations plastiques. Concernant la section XZ, il est également possible de visualiser une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux. Le maximum de déformation plastique équivalente, localisé entre 9 et 10 mm selon x, est également visible au niveau de la cartographie de dureté. Pour une déformation plastique d'environ 0,22 %, il y a une élévation de dureté de l'ordre de 0,12 %. Toutefois, même si ces résultats présentent une bonne corrélation, il est possible de voir des fluctuations avec la dureté. Ces variations relativement importantes peuvent provenir du fait que la plastification du matériau n'induit pas une augmentation suffisamment significative de la limite élastique pour avoir des conséquences visibles sur la dureté ou que le pas choisi pour les mesures de dureté Vickers (pour rappel, ce pas était de 1 mm) est trop grand pour disposer d'une cartographie suffisamment fine. Pour permettre une meilleure visualisation de la variation de la dureté, il est possible de réaliser un traitement EMP avec une impulsion de plus grande amplitude pour permettre une évolution notable des paramètres mécaniques du matériau. Toutefois, il serait préférable de réduire le pas de chaque mesure de dureté en changeant de dispositif de mesure et de s'orienter sur un système micro-indentation mettant en œuvre un poinçon plus petit.

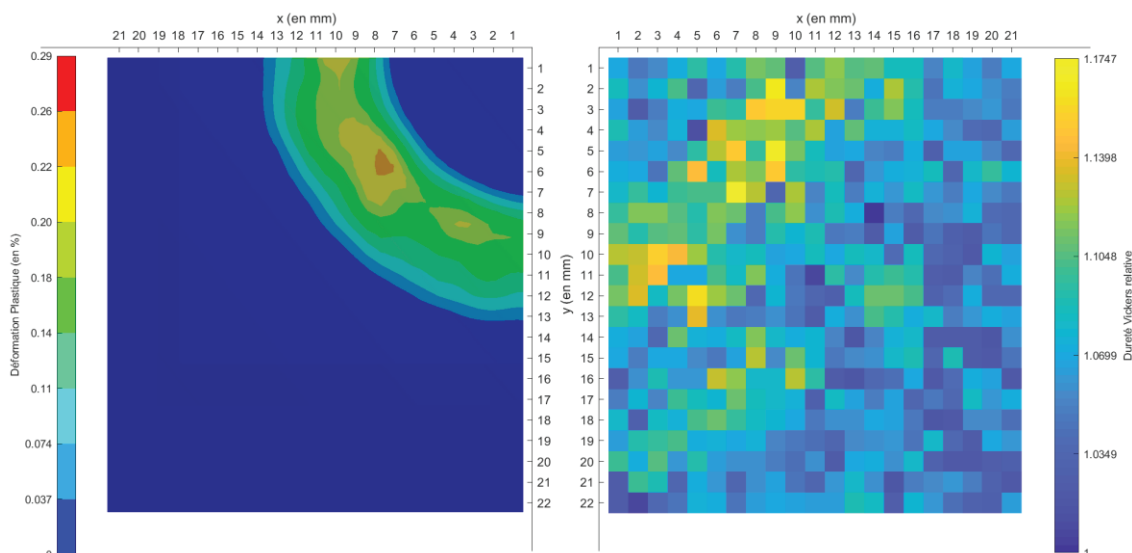


Figure III.36 — Comparaison la déformation plastique issue de la simulation numérique (à gauche) et des résultats obtenus par dureté vickers (à droite) dans le plan XY pour  $z = 0,5$  mm.

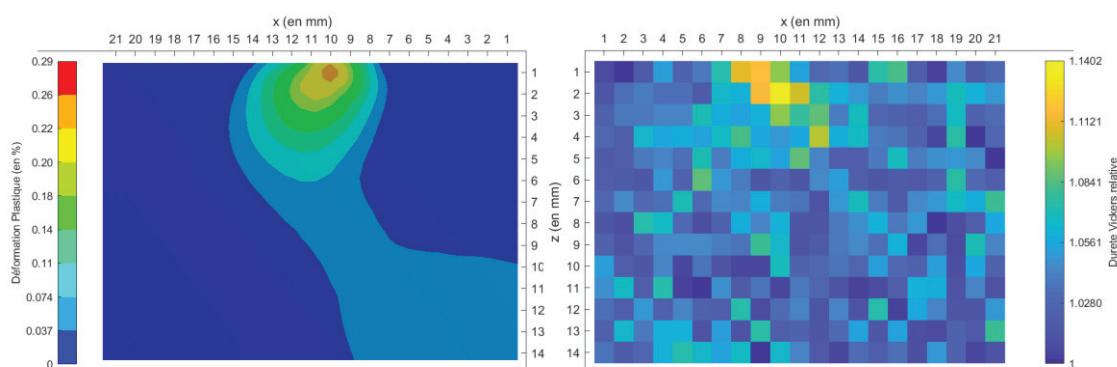


Figure III.37 — Comparaison de la déformation plastique provenant du calcul numérique (à gauche) et des résultats obtenus par dureté vickers (à droite) dans le plan XZ. La profondeur selon  $z$  est décalée de 1,5 mm compte tenu des mesures de dureté.

## 5 Synthèse

La phase de dimensionnement a permis de conduire à la réalisation d'un prototype de mise en compression par impulsions électromagnétiques. Ce dispositif est le premier dans son genre, ce qui a imposé la conception et réalisation d'un certain nombre pièces sur mesure spécifiquement adaptées au besoin de l'EMP. La sécurité des utilisateurs et des équipements, même pour un prototype, joue un rôle important, en particulier dans un système employant de la haute tension. La construction de la cage de Faraday du banc permet de limiter au minimum les risques liés à la nature particulière du dispositif et permet une utilisation sans danger du prototype.

Les essais préliminaires réalisés lors de la première campagne sur l'alliage d'aluminium 6061-T0 ont montré que le banc disposait d'une inductance parasite plus importante que celle premièrement estimée. Cette différence a pour conséquence directe un changement dans la fréquence de fonctionnement du système. Toutefois les essais réalisés sur des éprouvettes Almen

ont montré que, malgré cet écart de pseudo-fréquence, les résultats expérimentaux allaient dans le sens des résultats numériques précédemment obtenus par E. Sonde. La déflexion négative attendue lors d'un traitement complet a été effectivement observée même dans le cas d'un tir unique. Cependant, la réalisation d'un tir unique sur ce type d'éprouvette a mis en évidence l'apparition d'un relief positif au centre de l'éprouvette qui coïncide avec le centre de l'inducteur. Ce relief n'est pas visible lors d'un traitement très probablement à cause du recouvrement des tirs. Ce résultat permet néanmoins de confirmer qu'il est possible d'induire des contraintes résiduelles de compression par EMP.

Cette première campagne inclut également un essai sur une éprouvette massive dans les mêmes gammes de tension de charge que pour les éprouvettes Almen. L'objectif premier est avant tout de montrer la possibilité de traiter des matériaux sur des profondeurs supérieures aux procédés conventionnels. Après un tir unique sur une éprouvette massive dans le même alliage d'aluminium, des cartographies de dureté Vickers ont été réalisées suivant deux plans. En suivant l'évolution du niveau de dureté, il est possible de localiser la déformation plastique induite par l'inducteur. Deux plans de mesure ont été sélectionnés avec le plan XY situé 0,5 mm de profondeur et la section XZ du massif. Les résultats ont indiqué des variations de dureté jusque 4 mm sous la surface du matériau. Au-delà de cette limite, il est possible d'avoir des déformations plastiques, mais ces dernières ne sont pas suffisamment importantes pour induire un changement significatif de la dureté du matériau. Ce résultat démontre que le dispositif EMP est fonctionnel, valide son principe et prouve ainsi qu'il est possible de dépasser les limites de profondeurs de traitement des procédés conventionnels.

En complément des résultats expérimentaux, plusieurs calculs numériques ont été menés pour donner une évaluation des déformations plastiques équivalentes dans les différentes éprouvettes. Concernant les résultats obtenus avec l'éprouvette Almen, ces derniers tendent à se rapprocher des résultats expérimentaux. Il est possible de retrouver des déformations du même ordre de grandeur que celles mesurées avec le système de corrélation d'images. Toutefois, ces résultats se sont montrés très variables en fonction des conditions initiales appliquées à l'éprouvette. Lors du développement du modèle, il a été possible d'observer de fortes variations du déplacement de l'éprouvette suite à l'application de contraintes résiduelles. Avec de telles variations, il n'est pas envisageable d'appliquer ce modèle pour une évaluation précise du comportement d'éprouvettes fines. Cependant, il est possible de donner une première approximation de l'état de déformation plastique de l'éprouvette. Concernant les résultats numériques obtenus sur éprouvette massive, une bonne corrélation a été mise en évidence entre les résultats numériques et expérimentaux. En comparant les cartographies de dureté mesurées dans les mêmes plans de coupe, il a été possible de visualiser une élévation de dureté dans les mêmes zones où des déformations ont été induites. Cependant, les résultats numériques ont également montré les limites de résolution de la dureté Vickers tel qu'elle a été réalisée. En effet, les faibles variations mécaniques ne permettent pas des variations significatives de la dureté pour une cartographie précise. Pour cela, il serait nécessaire de réaliser un traitement EMP avec une impulsion de plus forte amplitude pour garantir une variation significative de l'état mécanique de la pièce. De plus, il serait intéressant de mettre en œuvre un système de micro-indentation utilisant un poinçon bien plus petit. Ceci permettrait d'augmenter la résolution des cartographies de dureté.



# IV. Essais sur des matériaux magnétiques

---

# Table des matières

<b>1</b>	<b>INTRODUCTION .....</b>	<b>129</b>
<b>2</b>	<b>CHOIX DU MATERIAU CANDIDAT : LE MUMETAL.....</b>	<b>130</b>
<b>3</b>	<b>RESULTATS OBTENUS SUR LE MUMETAL .....</b>	<b>131</b>
	3.1 Résultats de corrélation d'images .....	131
	3.2 Caractérisation magnétique locale .....	133
	3.2.1 Capteurs pour une caractérisation locale.....	133
	3.2.2 Résultats des mesures magnétiques .....	136
	3.3 Synthèse .....	140
<b>4</b>	<b>CARACTERISATION MECANIQUE ET MAGNETIQUE.....</b>	<b>140</b>
	4.1 Présentation du système de traction avec mesures magnétiques.....	140
	4.2 Caractéristique mécanique du mumétal.....	145
	4.3 Essai de traction : charge simple .....	145
	4.4 Essai de traction : charge puis décharge .....	148
<b>5</b>	<b>SYNTHESE .....</b>	<b>152</b>

## 1 Introduction

L'application de contraintes résiduelles de compression dans un matériau est réalisée avec les technologies disponibles comme le grenailage de précontrainte ou nouvellement avec le procédé EMP présenté et utilisé dans le précédent chapitre III. Cependant, les techniques disponibles pour caractériser ou indiquer la présence potentielle de contraintes résiduelles de compression ne sont pas d'une précision remarquable et impliquent le plus souvent la destruction partielle de l'échantillon. Les mesures de dureté réalisées dans le chapitre précédent (III.3.3.2) ont permis certes de mettre en évidence les zones plastifiées dans l'éprouvette mais au détriment de l'intégrité de cette dernière. Si cet échantillon était une pièce mécanique, cette dernière serait inutilisable suite à cette caractérisation.

Plusieurs solutions de contrôle non destructif (CND) permettent de localiser la présence de fissures dans des matériaux en utilisant des courants de Foucault induit dans une pièce. D'autres caractérisations utilisant les propriétés magnétiques du matériau permettent de rendre compte de la présence de fissures pour un matériau ferromagnétique. Certaines études ont montré l'influence de la présence de contraintes dans un matériau ferromagnétique sur ses propriétés magnétiques notamment sur l'allure du cycle d'hystérésis [91]–[94]. Les variations observées sont relativement importantes dans des matériaux comme des aciers S355M (ou 50D) [92]. Ainsi il serait possible d'évaluer l'état de contraintes d'un matériau ferromagnétique en réalisant une caractérisation magnétique de ce dernier.

Pour compléter les essais réalisés et les résultats obtenus, il est proposé d'effectuer un essai de mise en compression sur un matériau ferromagnétique et d'observer l'évolution de ses propriétés magnétiques. Ce travail exploratoire vient ajouter un aspect complémentaire dans le cadre de cette thèse. Cette étude devrait mettre en évidence une évolution notable des propriétés magnétiques du matériau [91], [94].

La première étape est la sélection d'un matériau ferromagnétique candidat pour effectuer cette étude. Par la suite un essai de mise en compression par impulsion électromagnétique va être réalisé sur une éprouvette mince de ce matériau. Le choix d'une éprouvette fine permet d'utiliser la corrélation d'image pour localiser la zone d'impact et comme pour les éprouvettes Almen, caractériser qualitativement la mise en compression. Par la suite une caractérisation magnétique de l'éprouvette va être réalisée pour mettre en évidence l'évolution des propriétés magnétiques du matériau. Toutefois, il ne sera pas possible de lier les résultats de cet essai avec un niveau de mise en compression. Afin d'obtenir une première évaluation de l'évolution des propriétés magnétiques de ce matériau en fonction de la contrainte, une caractérisation magnétomécanique similaire à celle réalisée par Makar va être tentée [92]. Cet essai va consister à effectuer un essai de traction avec une éprouvette de matériau ferromagnétique et réaliser une succession de mesures magnétiques pour différents niveaux de contraintes appliquées.



## 2 Choix du matériau candidat : le mumetal

La première étape dans cette étude est de sélectionner un matériau ferromagnétique candidat pour étudier l'évolution de ses propriétés magnétiques en fonction des contraintes résiduelles appliquées par EMP, mais aussi les microdislocations, ainsi que la taille et la forme de grain.

Dans la première campagne d'essais, il était préférable de s'orienter sur un matériau disposant d'une faible limite élastique afin de garantir la plastification du matériau par l'impulsion électromagnétique tout en conservant un niveau de charge des condensateurs relativement faible. Pour cette étude sur un matériau ferromagnétique, il sera préférable de faire de même. Concernant les caractérisations magnétiques du matériau, les études réalisées par Makar ont démontré que la perméabilité magnétique maximale et le champ coercitif pouvaient être affectés par l'état mécanique pour un acier S355M (ou D50) [92]. Toutefois un acier tel présenté dans cette étude présente une limite élastique élevée, ce qui implique l'utilisation du dispositif EMP avec un niveau de charge proche de son maximum. Dans l'éventualité où le matériau ferromagnétique possède des propriétés magnétiques extrêmes, c'est-à-dire ayant une forte perméabilité maximale et un faible champ coercitif, la moindre variation de son état mécanique aura des répercussions mesurables sur ses propriétés magnétiques.

Parmi les matériaux ferromagnétiques disponibles, le mumetal, alliage de nickel et de fer ayant la composition décrite dans la Table IV.1, se démarque par ses propriétés magnétiques extrêmes et sa limite élastique relativement faible (Table IV.2). En effet, ce dernier dispose d'une perméabilité magnétique maximale très élevée grâce à un recuit. De plus, dans cet état, il dispose d'une limite élastique relativement faible d'environ 210 MPa. Toutefois la limite élastique de ce matériau est plus importante que celle de l'alliage d'aluminium 6061 étudié dans la partie précédente, ce qui nécessite l'utilisation d'une impulsion de courant d'intensité plus grande.

Table IV.1 — Composition chimique du mumetal.

	Ni	Fe	Mo	Si	C	Mn	Autre
% mas	78.3	15	5	0,42	0,03	0,095	0,03

Table IV.2 — Paramètres physiques de la nuance de mumetal utilisé pour les essais.

<b>Paramètres électromagnétiques</b>	
Conductivité électrique	1,61 MS/m
Perméabilité relative	300000
<b>Paramètres mécaniques</b>	
Module d'Young	225 GPa
Coefficient de Poisson	0,29
Limite élastique	210 MPa
Masse volumique	8700 kg/m <sup>3</sup>

Un autre choix important pour les essais est la forme de l'éprouvette de mumétal qui va être traitée puis caractérisée. En ce qui concerne le traitement par EMP, il est préférable de s'orienter sur une éprouvette mince. Comme pour les éprouvettes Almen, il sera possible d'observer une déflexion de l'éprouvette au niveau de la zone d'application de contraintes résiduelles. Cette déflexion peut ensuite être facilement évaluée par stéréo-corrélation d'images. Le deuxième avantage de l'utilisation d'éprouvette mince apparaît pour la caractérisation magnétique. En effet, la technologie des capteurs magnétiques utilisés dans les essais implique l'utilisation d'une excitation magnétique de l'éprouvette et cette dernière est facilitée dans le cas d'une éprouvette avec une faible section. Ce point sera détaillé dans les parties suivantes, où le fonctionnement des capteurs magnétiques sera explicité.

Ainsi, les dimensions des éprouvettes de mumétal vont être similaires aux dimensions des éprouvettes minces d'aluminium 6061-T0 utilisées dans le chapitre précédent (III.3.2). Cependant, les éprouvettes vont être choisies plus longues pour garantir une zone non affectée lors d'un essai au centre de l'éprouvette. Ainsi, plutôt que d'avoir des éprouvettes de 60 mm de long, il a été décidé prendre une longueur de 140 mm. L'épaisseur des éprouvettes sera 0,5 mm, ce qui devrait permettre à l'éprouvette de se déformer plus facilement sous l'effet des contraintes et accentuer ainsi le phénomène de déflexion.

### 3 Résultats obtenus sur le mumetal

Une éprouvette de mumétal de 140 x 20 mm et de 0,5 mm d'épaisseur a été traité par EMP. Un tir unique a été réalisé au centre de l'éprouvette comme pour l'essai précédent réalisé sur l'aluminium. Cependant, comme la limite élastique du mumétal (210 MPa) est supérieure à la limite élastique d'aluminium 6061-T0 (73 MPa), il est nécessaire d'augmenter le niveau de charge du système EMP pour espérer plastifier le mumétal. Ainsi, en première approximation, en utilisant le modèle sur éprouvette fine développé dans le chapitre précédent (III.4.2), les condensateurs ont été chargés à une tension de 10 kV, ce qui a permis de générer une impulsion de courant de 90 kA crête dans l'inducteur. Même si ce modèle numérique ne permet pas de prédire avec précision le déplacement de l'éprouvette, il permet de visualiser si une déformation plastique est induite par l'impulsion électromagnétique.

La première étape dans la caractérisation du mumétal est une caractérisation optique avec une corrélation d'images. Cet essai permet de localiser la déformation plastique induite par le traitement. Ensuite, une série de mesures magnétiques va être réalisée sur l'éprouvette afin de visualiser l'impact sur les propriétés magnétiques.

#### 3.1 Résultats de corrélation d'images

Comme pour l'aluminium 6061-T0, l'éprouvette de mumétal a été préalablement recouverte d'un revêtement moucheté pour réaliser une corrélation d'images et évaluer la déflexion induite la présence de contraintes résiduelles après essai.

Après une impulsion électromagnétique (amplitude de courant de 90 kA), il est possible de mesurer une déflexion macroscopique avec le système de corrélation d'images présenté dans la

partie III.3.2.3. Les résultats de la Figure IV.1 présentent le profil de déformation tridimensionnel de l'éprouvette de mumetal. Le revêtement pour la corrélation est placé sur la face arrière de l'éprouvette. La déflexion mesurée est similaire aux résultats obtenus avec l'aluminium 6061-T0 (III.3.2) avec une zone de déformation centrale liée à la réalisation d'un tir unique. Cependant, les extrémités de l'éprouvette ne se relèvent pas comme pour l'aluminium.

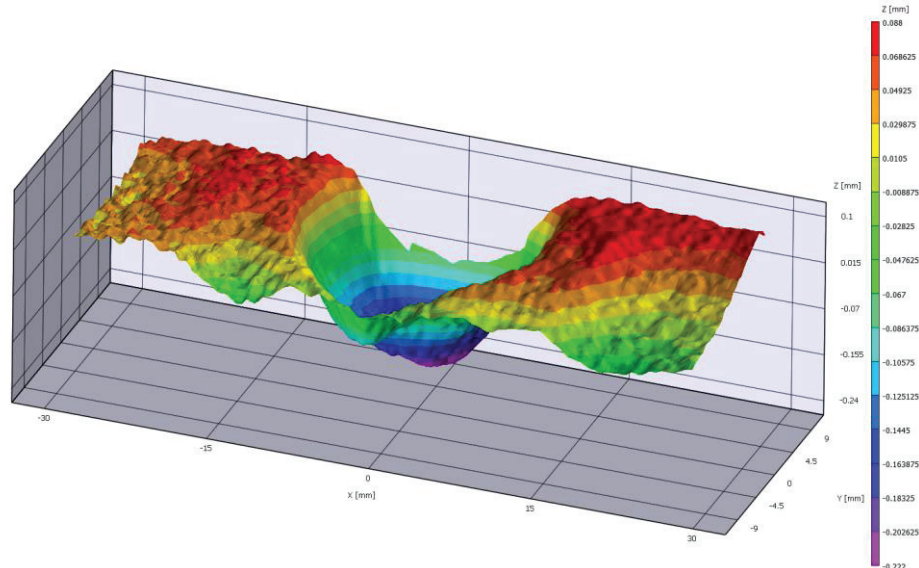


Figure IV.1 — Profil de déplacement 3D obtenu après un essai EMP sur l'éprouvette de mumetal.

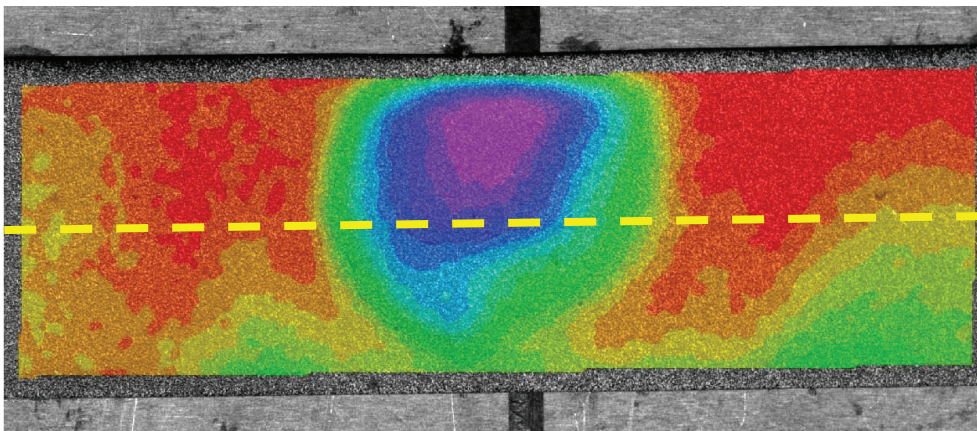


Figure IV.2 — Vue 2D du déplacement induit après EMP. Sur ce schéma, la ligne jaune donne une ligne de référence pour obtenir le profil de déformation.

Dans l'objectif de corréler ces résultats de déformation avec les caractérisations magnétiques, il a été décidé d'établir une ligne de référence pour l'ensemble des mesures. Cette ligne de référence (Figure IV.2) est une ligne passant par le milieu de l'éprouvette sur toute sa longueur. Selon cette même ligne de référence, il est possible d'extraire la déformation selon l'axe  $z$ .

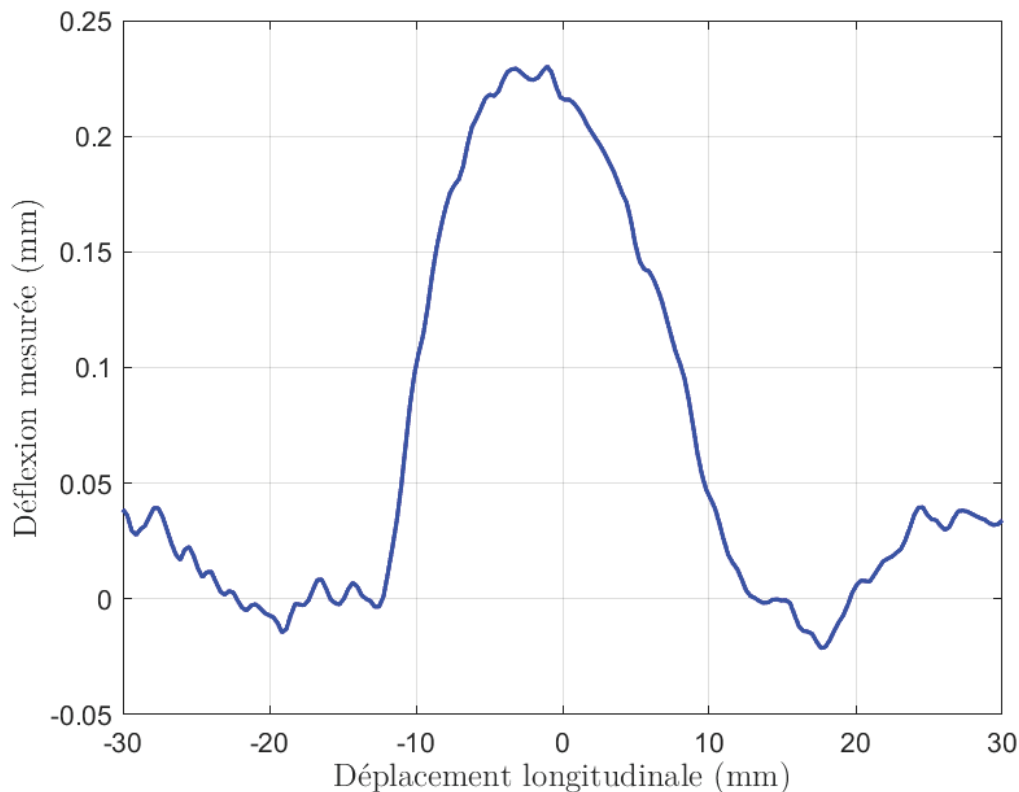


Figure IV.3 — Profil de déplacement selon l'axe perpendiculaire à l'éprouvette. L'origine longitudinale correspond au centre de l'éprouvette.

Le manque de précision lors du placement de l'éprouvette par rapport à l'inducteur est visible sur l'éprouvette de mumétal comme le montrent les résultats de la Figure IV.3. Le déplacement observé est légèrement décalé par rapport au centre de l'éprouvette. Bien que ce décalage subsiste, il est préférable de continuer avec une ligne de référence placée comme présentée dans la Figure IV.2 pour mesurer des données comparables avec les capteurs magnétiques. De plus, les capteurs magnétiques qui sont utilisés impliquent d'être relativement éloignés des bords de l'éprouvette pour disposer de mesures correctes. Ces aspects seront détaillés dans la partie suivante.

## 3.2 Caractérisation magnétique locale

Les mesures magnétiques vont être réalisées sur l'éprouvette de mumétal selon la ligne de référence établie pour extraire un profil de déplacement (Figure IV.2). Ces capteurs sont utilisés pour observer les perturbations induites par l'application de contraintes résiduelles par une impulsion EMP réalisée au centre d'une éprouvette. Avant de présenter les résultats obtenus, un rappel sur le fonctionnement des capteurs est réalisé.

### 3.2.1 Capteurs pour une caractérisation locale

Dans le cas d'un traitement EMP, en particulier dans le cas d'une unique impulsion, la répartition des contraintes dans le matériau est localisée. Afin de caractériser l'évolution des propriétés magnétiques au niveau de la zone d'impact, deux capteurs magnétiques vont être utilisés pour mesurer les champs  $B$  et  $H$ . Grâce à ces informations, il sera possible tracer les cycles

d'hystérésis locaux. Pour corrélérer les variations de propriétés magnétiques avec la déflexion de l'éprouvette et, *in fine* de la contrainte résiduelle, les mesures sont réalisées le long de la même ligne de référence établie dans la partie précédente (Figure IV.2).

Pour mesurer le champ  $B$  local de l'éprouvette, il est possible d'utiliser un capteur par pointes. Cette solution développée par Werner [95] consiste à faire une spire à l'aide de deux pointes placées sur le matériau magnétique (Figure IV.4). Toutefois cette technique de mesure présente un inconvénient ; la chute de tension induite par les courants de Foucault est très faible, de l'ordre de quelques centaines de  $\mu V$ . Plus récemment, cette technique de mesure a été largement explorée et l'utilisation de systèmes d'amplification adéquats la rend efficace [96]–[100]. Une autre contrainte liée à l'utilisation de ce capteur est qu'il est préférable de ne pas être à proximité des arêtes de l'échantillon à caractériser. Ceci limite l'utilisation du capteur à la zone centrale des éprouvettes de mumetal.

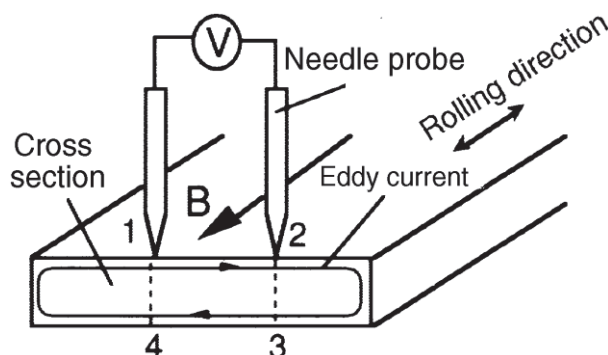


Figure IV.4 — Schéma de principe de l'utilisation d'un capteur par pointes [97].

La chute de tension induite par les courants de Foucault dans la pièce est liée à la relation suivante établie par Senda et al [97] :

$$e = \int_C \rho i dl - \int_{S1} \frac{\partial B}{\partial t} dS - \int_{S2} \frac{\partial B_a}{\partial t} dS \quad (\text{IV.1})$$

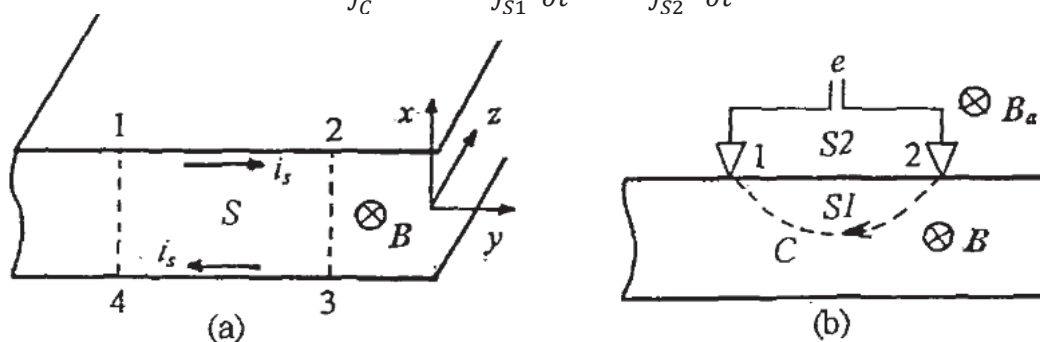


Figure IV.5 — Schéma pour le calcul de la chute de tension aux bornes des pointes. (a) considération de la section complète et (b) considération plus réaliste avec les pointes [98].

Avec  $\rho$  la résistivité du matériau analysé,  $i$  le courant induit par la variation de flux magnétique  $B$  dans le matériau et  $B_a$  le flux magnétique en périphérie de la pièce. Le contour  $C$  avec la surface du matériau délimite la surface  $S1$  et la surface  $S2$  est la section d'air entre les câbles et la surface du matériau. En prenant un contour  $C$  quelconque, la somme du premier

terme et du second terme de l'équation (IV.1) est constant. Ainsi d'après Yamaguchi [98], il est possible d'écrire :

$$e = \frac{1}{2} \int_S \frac{\partial B}{\partial t} dS - \int_{S_2} \frac{\partial B_a}{\partial t} dS \quad (\text{IV.2})$$

Dans l'éventualité où les courants de Foucault sont localisés en surface du matériau, la section S1 est proche de 0. Si le placement des câbles reliant les pointes permet de réduire la section S2, il est possible de négliger la contribution de  $B_a$  à la relation (IV.2).

$$e = \frac{1}{2} \int_S \frac{\partial B}{\partial t} dS \quad (\text{IV.3})$$

Si on considère que l'échantillon est d'une épaisseur L et que les pointes sont séparées d'une distance d, la relation (IV.3) peut s'écrire de la façon suivante :

$$e = \frac{1}{2} Ld \frac{\partial B}{\partial t} \quad (\text{IV.4})$$

Après intégration de la tension  $\epsilon$ , il est possible de récupérer le champ B local en fonction de l'épaisseur L de l'échantillon et la distance d entre les pointes.

La mesure du champ H local est fondée sur la loi de Faraday avec l'utilisation de bobine d'induction [101], également appelé *search coil*, *pickup coil*, *B-Coil*, ou *H-coil*. Ce type de capteur fait partie des plus anciens capteurs et des plus connus dans les mesures magnétiques [102]. Le *H-Coil* est un simple solénoïde de section A constitué de n de spires. En fonction de la variation du champ H, il est possible d'obtenir une tension V qui est, après intégration l'image du champ H.

$$V = -n \frac{d\phi}{dt} = -nA \frac{dB}{dt} = -\mu_0 nA \frac{dH}{dt} \quad (\text{IV.5})$$

Dans le cas des mesures qui sont réalisées sur l'éprouvette de mumétal, un capteur sous pointes a été conçu et fabriqué au laboratoire Ampère. Ce capteur est constitué de deux pointes en laiton. Le *H-Coil* est placé entre les deux clous du capteur sous pointes comme il est possible de le visualiser sur la Figure IV.6. Cet ensemble de capteurs est ensuite relié à une carte d'acquisition, également développée au laboratoire Ampère, qui permet d'amplifier les signaux correspondants aux champs B et H, mais aussi de calibrer les capteurs.

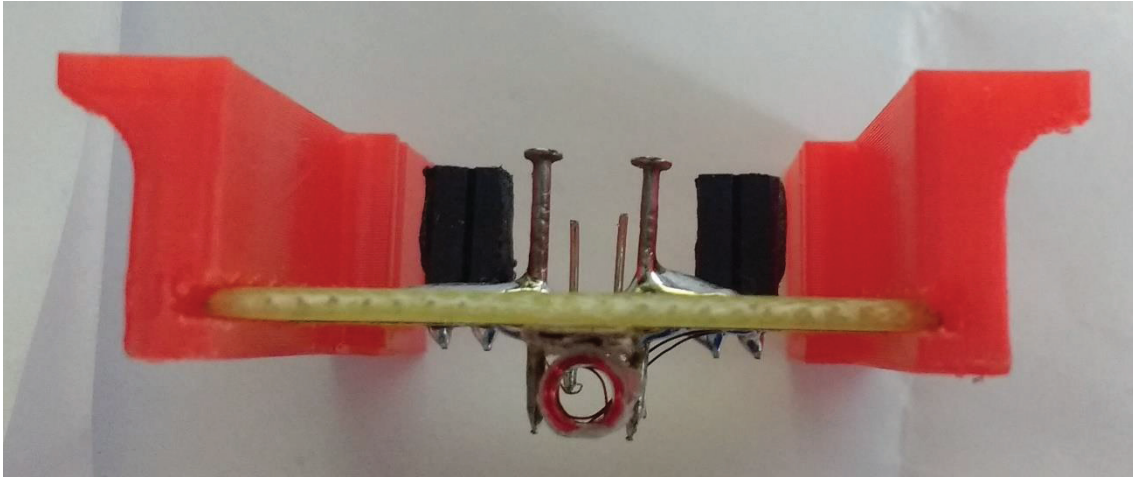


Figure IV.6 — Présentation du bloc capteur. Le capteur par pointes est monté sur le support avec la bobine d'induction H-Coil. Cette dernière, d'un diamètre de 4 mm et de 5 mm de long, est placée entre les deux pointes qui sont séparées de 5 mm.

Pour réaliser ces mesures, il est également indispensable d'appliquer une excitation magnétique à l'éprouvette. Un noyau magnétique muni d'une bobine d'excitation alimenté par un générateur de courant est utilisé pour remplir ce rôle.

### 3.2.2 Résultats des mesures magnétiques

Les mesures magnétiques sont réalisées sur la face avant de l'éprouvette de mumetal, surface en regard de l'inducteur. Pour rappel, la face arrière est recouverte du revêtement isolant pour la corrélation d'images.

L'éprouvette de mumetal ayant été traitée par EMP a été analysée avec le dispositif de stéréocorrélation d'images. Le champ de vision de cette dernière a été réglé de telle sorte à disposer d'une fenêtre de mesure de 60 mm (Figure IV.1 et Figure IV.2). Pour faire correspondre ces mesures faites en corrélation d'images, la même fenêtre va être prise pour les caractérisations magnétiques. La Figure IV.7 présente comment ces mesures magnétiques vont être réalisées. L'éprouvette de mumetal (1) est placée sur un noyau magnétique (3) et maintenue en place avec un système de serrage. Ce système a pour but de maintenir l'éprouvette en position lors des mesures et aussi de garantir un bon contact entre l'éprouvette et le noyau. Toutefois le serrage est suffisant pour ne pas affecter mécaniquement l'éprouvette et induire des erreurs sur la mesure.

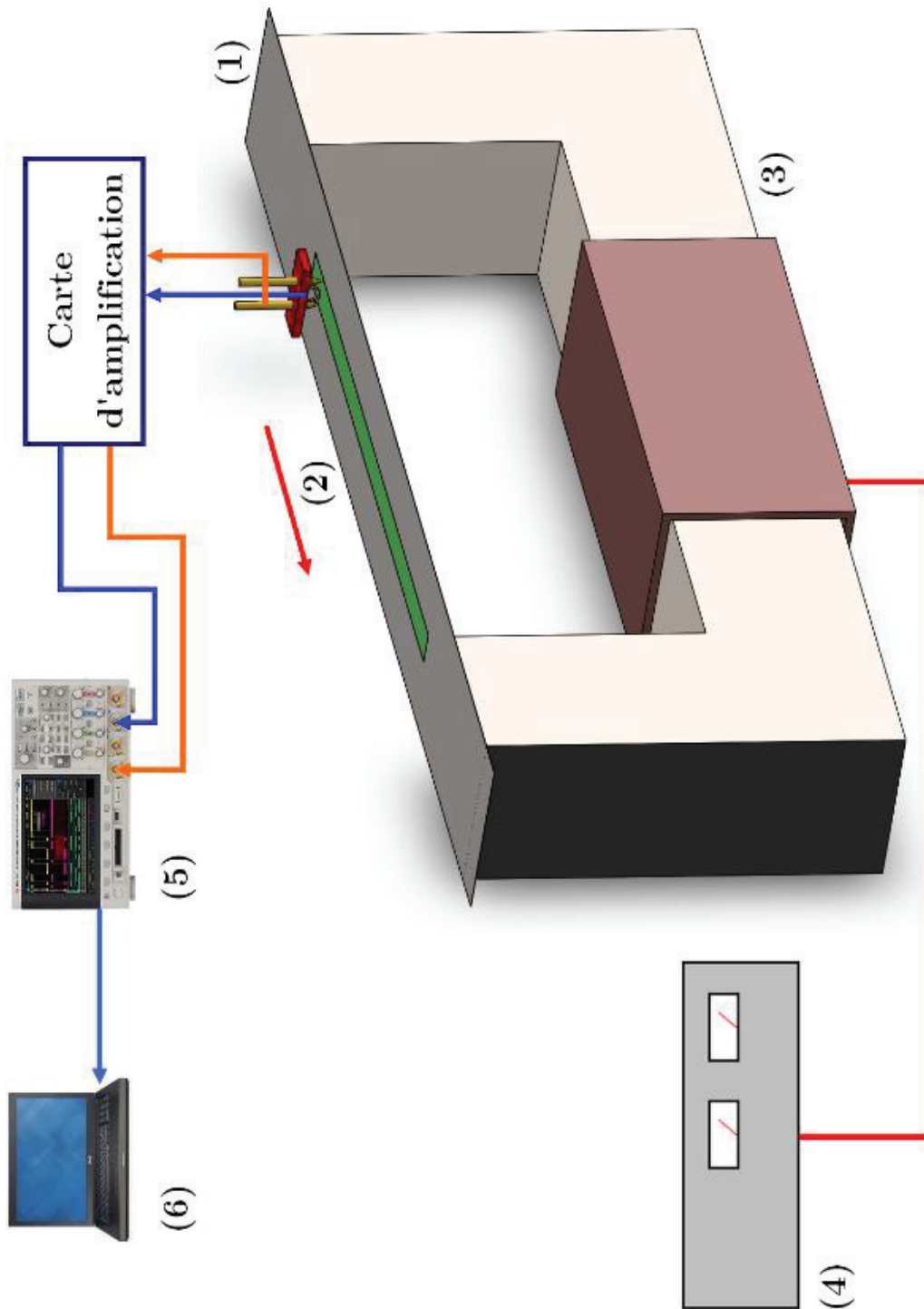


Figure IV.7 — Schéma de principe pour les mesures réalisées sur l'éprouvette de mumétal traité par EMP. L'éprouvette de mumétal (1) est mesurée dans une zone de mesure représentée en vert le long d'une direction indiquée par une flèche rouge (2). Pour permettre de réaliser les mesures, l'éprouvette est excitée magnétiquement par un noyau magnétique (3) muni d'une bobine d'alimentation reliée à un générateur de courant (4). Les signaux des capteurs sont ensuite amplifiés et enregistrés via un oscilloscope (5). Ces derniers sont ensuite stockés par un programme sur un ordinateur (6).



Le noyau magnétique va permettre de magnétiser l'éprouvette via la bobine et une source de tension bipolaire (4). Cette dernière permet de fournir un courant sinusoïdal avec une fréquence de 10 Hz, limite du quasi-statique. Le bloc de capteurs est ensuite déplacé longitudinalement suivant la même ligne de référence (2) établie dans la partie précédente (Figure IV.2) afin d'effectuer 52 points de mesures répartis sur la fenêtre de mesure. Les signaux en sortie des capteurs sont de faibles amplitudes et doivent être amplifiés (carte d'amplification) et intégrés (PC) de par la nature des capteurs. Une fois les signaux correctement amplifiés, ces derniers sont enregistrés via un oscilloscope puis transférés sur un ordinateur. Grâce à un programme développé sous Matlab, il est possible de réaliser une intégration numérique de ces signaux pour obtenir les champs  $B$  et  $H$ . Avec ce même programme, il est possible de tracer les cycles d'hystérésis ainsi que d'extraire les valeurs du champ coercitif  $H_c$  et de la perméabilité maximale  $\mu$ . En prenant comme référence le champ coercitif et la perméabilité maximale d'une zone non affectée par l'impulsion électromagnétique, il est possible d'extraire l'évolution du champ coercitif relatif (Figure IV.8) et de la perméabilité maximale relative (Figure IV.9) en fonction de la position du bloc de capteurs le long de la ligne de référence.

Dans la zone où la déflexion macroscopique est mesurable, il est possible de constater une forte variation du champ coercitif (Figure IV.8) ainsi que de la perméabilité maximale (Figure IV.9). En ce qui concerne le champ coercitif, il est possible de visualiser des variations entre -20 et 20 mm avec une variation maximale au centre d'un facteur 4. En regardant les résultats obtenus avec la perméabilité maximale relative, la zone affectée semble légèrement plus étendue que pour le champ coercitif. Le minimum de perméabilité et le maximum de champ coercitif sont observés au niveau du centre de l'impact. Toutefois en comparant le résultat de déflexion (Figure IV.3) et les Figure IV.8 et Figure IV.9, la zone modifiée magnétiquement est plus étendue que la zone déformée par l'accommodation de contraintes. En effet, dans la zone où la déflexion est mesurable, l'éprouvette de mumetal a subi une déformation plastique due à l'accommodation des contraintes dans le matériau qui peut se cumuler à la présence de contraintes résiduelles. Ces deux phénomènes ont des conséquences sur les propriétés magnétiques. Dans la zone où les contraintes n'ont pas été suffisantes pour induire une déformation plastique mesurable, ces dernières restent présentes et peuvent affecter les propriétés magnétiques. Pour la perméabilité maximale relative ainsi que pour le champ coercitif relatif, les zones éloignées de l'impact, au-delà de 20 mm du centre de l'impact, présentent des irrégularités. Pour le champ coercitif, il est possible d'obtenir des valeurs légèrement inférieures à la valeur de référence et pour la perméabilité il est possible de visualiser des valeurs supérieures à la valeur de référence. Certaines études réalisées ont montré un comportement similaire lors de la présence de déformations élastiques dans le matériau [91]–[94].

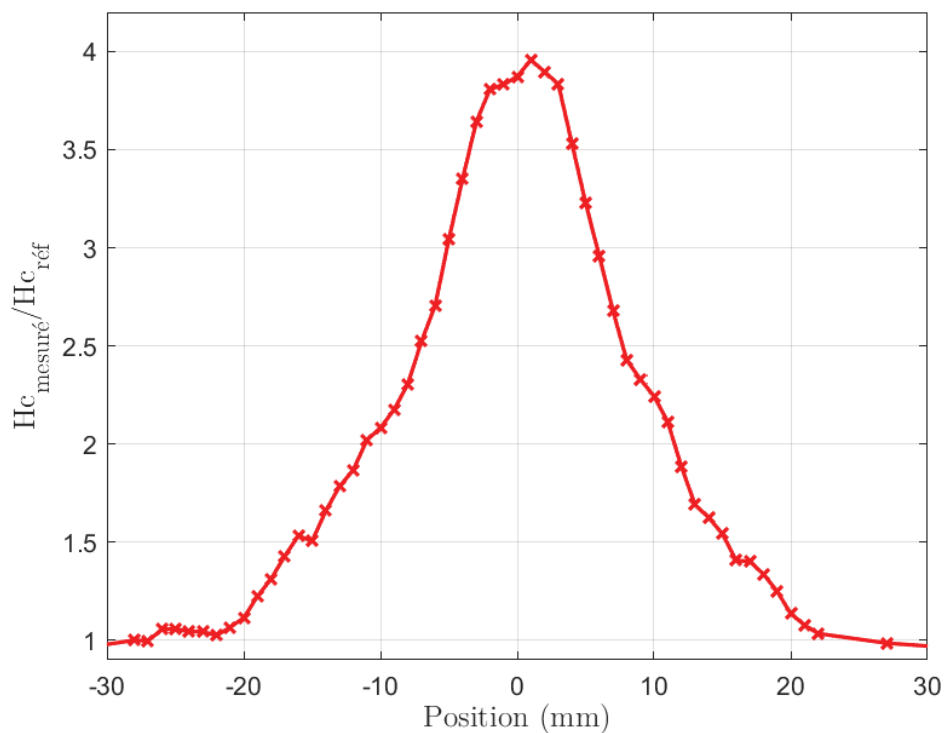


Figure IV.8 — Champ coercitif relatif mesuré sur l'éprouvette le long de la ligne de référence.

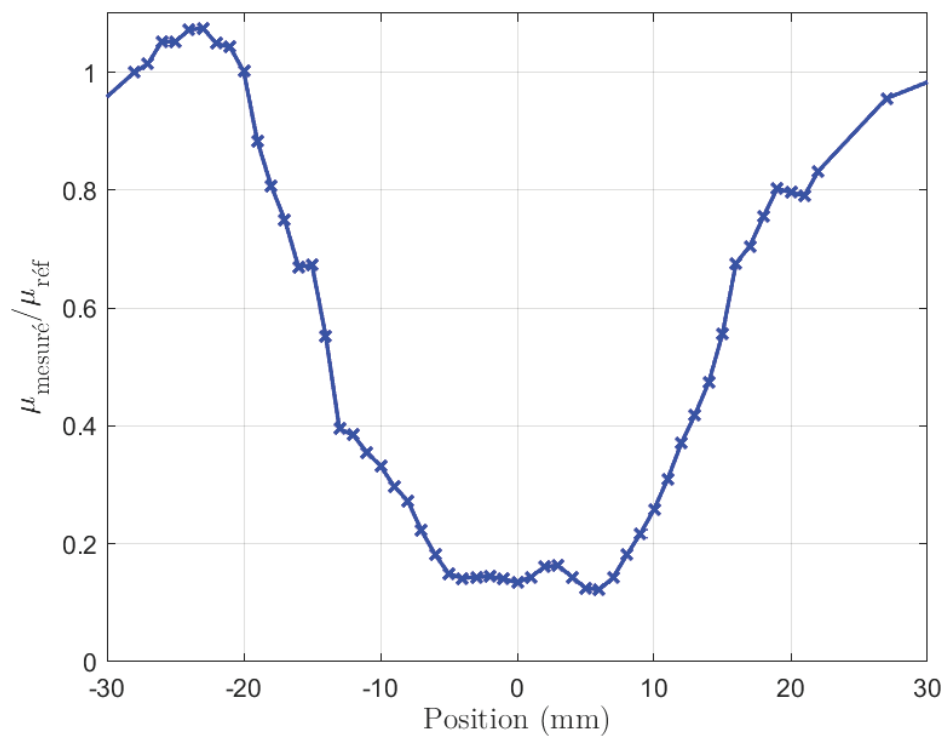


Figure IV.9 — Perméabilité maximale relative mesurée sur l'éprouvette le long de la ligne de référence.

### 3.3 Synthèse

Le traitement par EMP réalisé sur une éprouvette, ainsi que les caractérisations mécanique et magnétique opérées, ont permis de mettre en évidence l'influence du procédé sur les propriétés magnétiques d'un matériau ferromagnétique.

Une forte variation des propriétés magnétiques comme le champ coercitif et la perméabilité maximale ont pu être mesurées avec une bonne corrélation avec la déflexion. Cette déflexion résulte de l'accommodation des contraintes résiduelles dans le matériau. L'évolution des propriétés magnétiques est corrélée avec la présence de la déformation plastique induite par la présence de contraintes résiduelles. Ces variations sont aussi fonction de l'augmentation des dislocations, mises en ordre ou encore à une variation de taille et forme de grain dans le mumétal dues au traitement par EMP.

Même si ce phénomène est observable, il n'y a pas de lien direct entre le niveau de contraintes dans le matériau et l'évolution de la perméabilité maximale et le champ coercitif. Une calibration est donc nécessaire pour apporter une information qualitative à ces mesures.

## 4 Caractérisation mécanique et magnétique

Pour essayer d'établir une première relation entre l'état mécanique et les propriétés magnétiques du mumétal, un essai de caractérisation magnétomécanique est proposé pour ce matériau. Afin d'observer l'influence des déformations élastique et plastique sur les propriétés magnétiques, la façon plus simple est de procéder à un essai de traction. En parallèle de cet essai, plusieurs caractérisations magnétiques sont réalisées et ainsi il est possible de suivre l'évolution des paramètres magnétiques en fonction de l'état mécanique. Bien que cet essai de traction ne permette pas d'obtenir le comportement en compression du mumétal [93] et de corrélérer les résultats obtenus avec l'essai EMP, il est nécessaire dans la compréhension des phénomènes observés.

Afin de disposer d'une calibration relativement complète, un essai de traction simple est réalisé pour connaître la caractéristique mécanique des échantillons de mumétal et préparer les essais suivants. Puis un deuxième essai de traction est réalisé avec des caractérisations magnétiques en parallèle. Cet essai va mettre en évidence l'influence de la déformation totale (plastique et élastique) sur les propriétés magnétiques. Le dernier essai va consister à déformer plastiquement une éprouvette puis relâcher l'effort. Ce dernier essai devrait mettre en évidence l'influence de la composante élastique sur les propriétés magnétiques.

### 4.1 Présentation du système de traction avec mesures magnétiques

Le système qui va être employé pour caractériser le mumétal (Figure IV.10) peut se diviser en deux sous-ensembles. Le premier sous-ensemble est constitué d'une machine de traction Zwick 100 kN ainsi que d'un vidéo-extensomètre. Cet ensemble permet de recueillir les données mécaniques des essais. Le deuxième sous-ensemble correspond au système de mesure magnétique

composé de deux capteurs magnétiques dédiés aux mesures des champs B et H afin d'obtenir les cycles d'hystérésis.

La machine de traction (Figure IV.10, (1)) permet de recueillir, via l'ordinateur de commande (Figure IV.10, (2)), le positionnement du mors mobile ainsi que de la force appliquée. Avec ces données, il est possible d'obtenir une première caractéristique mécanique du mumétal. Cependant, ces données ne sont pas pertinentes pour une étude mécanique du matériau. Il serait préférable de disposer de la déformation de l'éprouvette en fonction de la contrainte  $\epsilon = f(\sigma)$ . Ces données peuvent être obtenues à partir de formules suivantes (IV.6) et (IV.7).

$$\epsilon = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \quad (\text{IV.6})$$

$$\sigma = \frac{F}{S} \quad (\text{IV.7})$$

Pour exprimer la déformation  $\epsilon$  ainsi que la contrainte  $\sigma$ , il est nécessaire de suivre l'évolution de paramètres supplémentaires comme la section  $S$  de l'éprouvette, la longueur initiale  $L_0$  de l'éprouvette et la longueur  $L$  de l'éprouvette au cours du temps. Ces différents paramètres peuvent être suivis avec un vidéo-extensomètre (Figure IV.10 (3)). Ce dispositif permet de suivre l'évolution de distances entre deux lignes via une caméra munie d'un objectif macro Nikkor de 100 mm et un logiciel adapté. Sur une des faces de l'éprouvette, une peinture blanche est appliquée et deux lignes sont marquées à une distance précise  $L_0$  (Figure IV.10, (4)). Les deux autres lignes sont prises dans la longueur de l'éprouvette, par contraste entre l'éprouvette et l'arrière-plan de la caméra, et permettent de donner la largeur initiale  $W_0$  de l'éprouvette. Par la suite, le suivi des distances entre ces lignes va donner les paramètres  $L$  et  $W$ . En connaissant l'épaisseur initiale  $e_0$  de l'éprouvette et en faisant l'hypothèse que le volume  $V$  est constant au cours d'un essai de traction, il est possible de suivre l'évolution de l'épaisseur  $e$  de l'éprouvette en suivant la distance  $L$  et la largeur  $W$  de l'éprouvette (IV.8).

$$V = L_0 W_0 e_0 = L W e \quad (\text{IV.8})$$

$$S = W e = \frac{V}{L} \quad (\text{IV.9})$$

En remplaçant l'expression de la section  $S$  (IV.9) dans la relation (IV.7), il est possible d'obtenir la caractéristique mécanique  $\epsilon = f(\sigma)$  avec le suivi de la longueur  $L$  et en connaissant les dimensions initiales de l'éprouvette.

Le deuxième bloc de ce dispositif est le système qui permet d'effectuer les mesures magnétiques en parallèle de l'essai de traction. Il est composé des deux capteurs dédiés aux mesures des champs B et H (Figure IV.10 (7)), ainsi que d'un système d'excitation magnétique (Figure IV.10 (5) et (6)).

Les capteurs magnétiques employés pour mesurer les champs B et H ne sont pas identiques que pour les mesures sur l'éprouvette. Dans le système magnétomécanique, deux bobines de

mesures sont utilisées pour mesurer le champ B (*B-coil*) et le champ H (*H-coil*). Le *B-coil* est un solénoïde directement bobiné autour de l'éprouvette de mumétal et le *H-coil* est bobiné sur un support non magnétique et placé à proximité de l'éprouvette. Ses dimensions sont différentes du *H-coil* précédemment utilisé. Comme précisé dans la relation (IV.5), la tension  $V$  donnée par ces capteurs est proportionnelle au nombre de spires  $n$  des bobines ainsi que la section  $A$  des bobines. Les signaux de ces capteurs restent très faibles, de l'ordre de quelques dizaines de  $\mu V$ . Afin d'obtenir des signaux plus importants, la même carte d'amplification a été utilisée pour amplifier les signaux en sortie de capteurs. Les signaux correspondant aux champs B et H sont ensuite enregistrés via un oscilloscope Pico 5244D. Les signaux ainsi obtenus donnent l'image des dérivées des champs B et H au niveau de l'éprouvette.

Afin d'obtenir ces mesures, il est nécessaire d'exciter magnétiquement l'éprouvette de mumétal. Le noyau d'excitation utilisé est un noyau magnétique en U avec une bobine. Cette dernière est alimentée par une source de tension bipolaire. Pour les mesures réalisées, le noyau magnétique a été excité avec une tension sinusoïdale avec une fréquence de 10 Hz comme pour les essais précédents. Ce noyau d'excitation doit être au plus proche de l'éprouvette de mumétal tout en laissant à cette dernière la possibilité de se déformer pendant l'essai de traction. De plus, le contact induit par le noyau ne doit pas perturber la mesure de la force appliquée par la machine Zwick, vu que la machine est pilotée en force pendant les essais. Dans le cas idéal, les mesures mécaniques et magnétiques doivent être réalisées dans la même zone de l'éprouvette pour obtenir des mesures corrélées. Cependant, ces mesures ne pourront pas être réalisées dans la même zone de par l'utilisation de l'extensomètre. En effet, si les bobines pour mesurer les champs B et H ainsi que le noyau d'excitation magnétique sont placés dans le champ de vision de l'extensomètre, il y a un risque non négligeable d'erreur de mesure. La présence des bobines risque d'être interprétée comme étant des lignes de suivis par le logiciel et fausser les mesures. La solution la plus évidente, vu que la déformation est homogène, est de placer les capteurs magnétiques en dehors du champ de vision de l'extensomètre (Figure IV.11, Figure IV.12). Dans cette condition, il faudra faire en sorte de travailler en dehors de la zone de striction du mumétal.

Plusieurs éprouvettes de mumétal vont être utilisées pour différents essais. Le premier essai va être un simple essai de traction sans mesures magnétiques. Cet essai va permettre d'établir les domaines élastique et plastique du mumétal. Dans le deuxième test, l'essai de traction sera effectué avec mesures magnétiques pour plusieurs points définis grâce à l'essai précédent. Ces points de mesures vont correspondre à plusieurs niveaux de contraintes appliquées au mumétal. Ainsi il sera possible d'extraire l'évolution des paramètres magnétiques en fonction des paramètres mécaniques. Un dernier essai va consister à visualiser les influences du retour élastique du matériau et ainsi observer une différence entre l'état en charge puis avec l'état après déformation plastique.

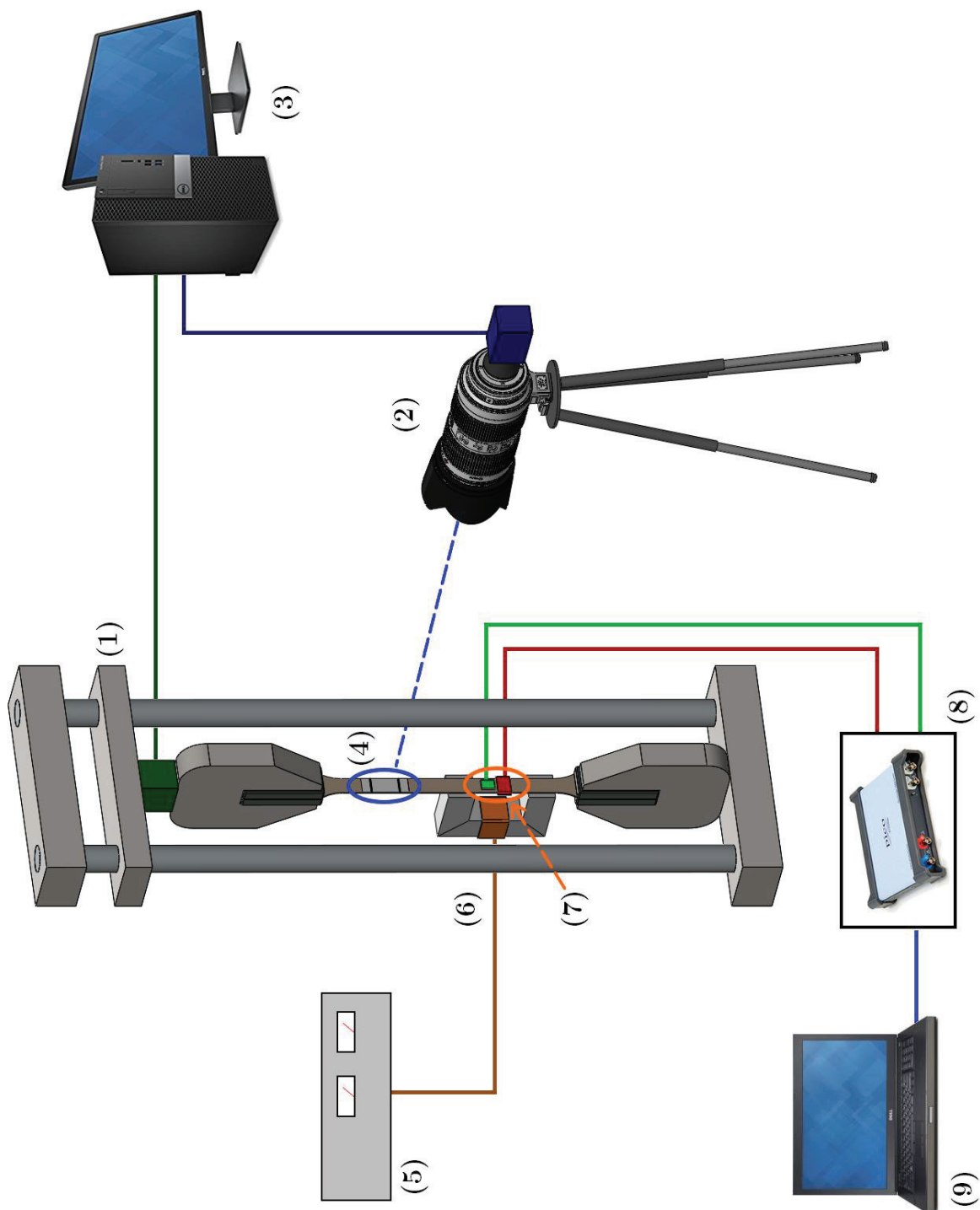


Figure IV.10 — Schéma de principe de la caractérisation magnéto-mécanique réalisée sur le mumétal. Machine de traction (1), vidéo-extensomètre orienté (2) sur la mire (4) placée sur l'éprouvette de mumétal et (3) PC de acquisition des données mécaniques. Source de courant (5) qui alimente le noyau d'excitation (6). Bobines de mesures des dérivés des champs B et H (7) via (8) une carte d'acquisition et le PC de acquisition des données magnétiques (9).

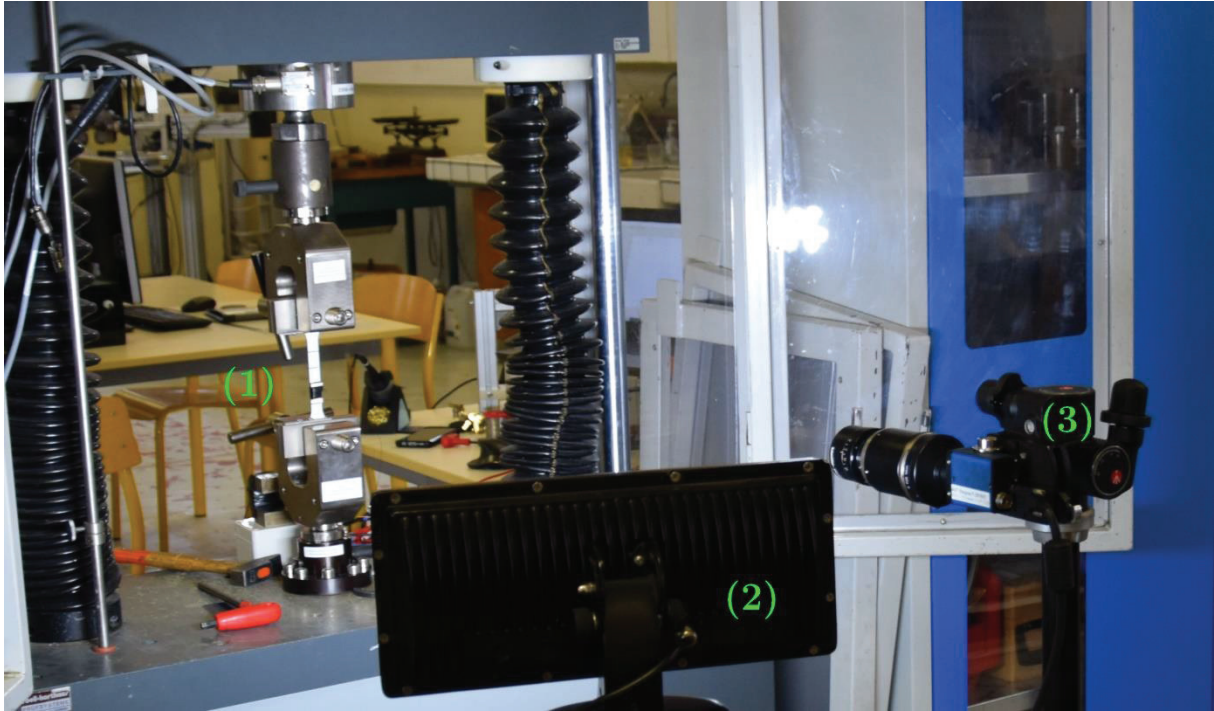


Figure IV.11 — Mesure de déformation mécanique avec un vidéo-extensomètre. (1) éprouvette de mumétal avec capteurs de champs B et H, (2) Projecteur à leds pour disposer d'un bon contraste et (3) caméra du vidéo-extensomètre.

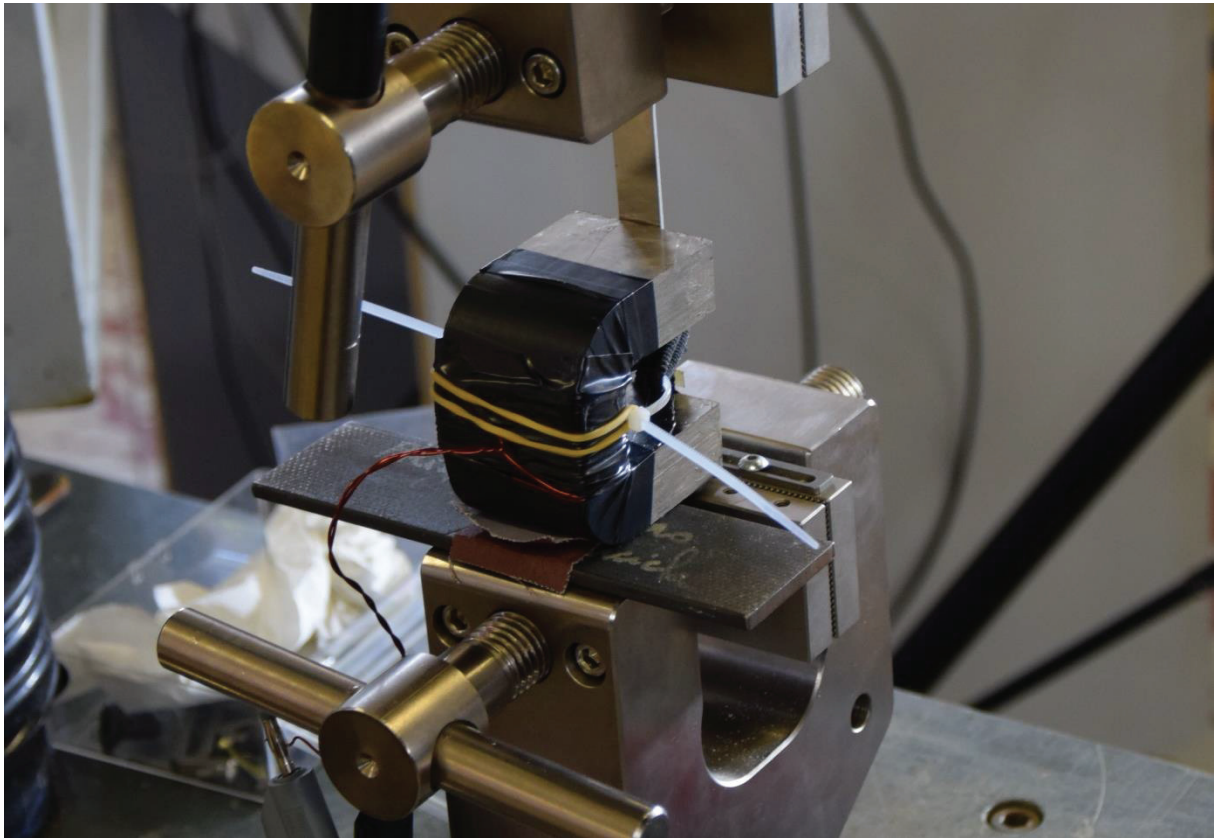


Figure IV.12 — Noyau d'excitation magnétique monté sur l'éprouvette de mumétal lors d'un essai de traction. Ce dernier est placé sur une rehausse et est maintenu via un support permettant un bon contact magnétique tout en limitant les perturbations sur la lecture de la force appliquée.

## 4.2 Caractéristique mécanique du mumétal

Une éprouvette de mumétal subit un essai de traction jusqu'à la rupture. Cet essai est réalisé avec une machine de traction Zwick 100 kN ainsi qu'un système de vidéo-extensomètre. Les résultats obtenus dans cet essai sont présents dans la Figure IV.13.

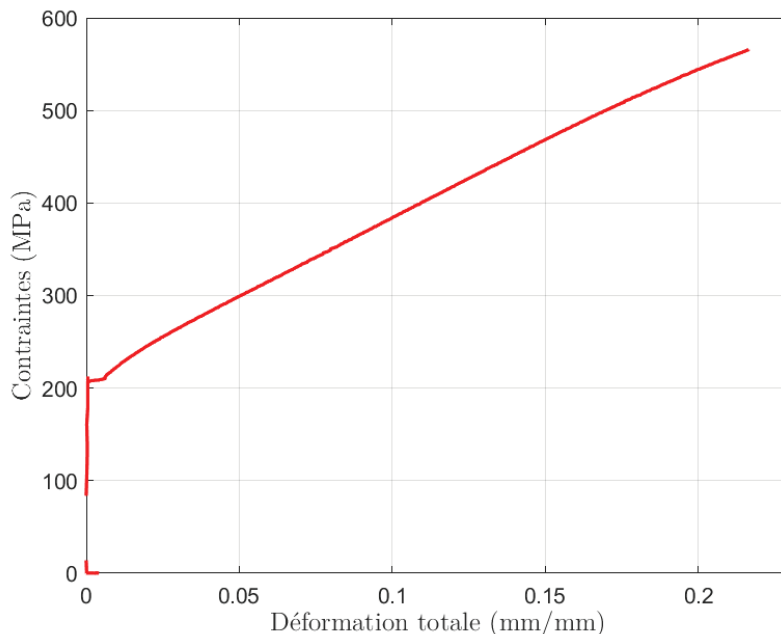


Figure IV.13 — Courbe de traction du mumetal en fonction de la contrainte.

Pour exploiter ce type d'essai, il est préférable d'exprimer la contrainte exprimée en MPa appliquée par la machine en fonction de la déformation totale de l'éprouvette. En utilisant les résultats obtenus avec l'extensomètre, il est possible d'obtenir les résultats de la Figure IV.13. À noter que la Figure IV.13 ne présente pas la zone de striction ni le moment de la rupture du mumétal.

Maintenant que la caractéristique mécanique du mumétal est connue, il est possible de définir une série de points pour réaliser les mesures magnétiques.

## 4.3 Essai de traction : charge simple

Connaissant la caractéristique mécanique du mumétal (Figure IV.13), plusieurs points de mesure ont été définis pour réaliser des mesures magnétiques sur ce matériau en charge. Dans cet essai, il faut distinguer deux plages de mesures (Table IV.3). La première plage est liée au domaine élastique du mumétal où la pente de l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation de l'éprouvette est très grande. Pour obtenir un bon suivi de l'évolution des propriétés magnétiques en fonction de la contrainte, une mesure magnétique sera réalisée tous les 40 MPa de 40 à 202 MPa. Ce qui donne 5 points de mesure dans ce domaine plus le point de mesure initiale. La deuxième plage de mesures est liée au domaine plastique du matériau. Dans ce domaine, la pente de la contrainte en fonction de la déformation est plus faible ce qui permet d'augmenter l'intervalle de mesure à 80 MPa. Ainsi, il est possible d'obtenir 5 points de mesure supplémentaires de 242 à 565 MPa.



Table IV.3 — Liste des points mesures réalisés dans les domaines élastique et plastique.

Contrainte (MPa)	Domaine élastique						Domaine plastique				
	0	40	80	121	161	202	242	322	404	484	565

Comme précisé dans la partie précédente, les points de mesures ont été exprimés en fonction de la force appliquée étant donné que la machine de traction est commandée ainsi. Cependant pour la suite, il est préférable d'utiliser la notion de contrainte. Via les résultats extraits avec l'extensomètre lors de l'essai et avec la relation (IV.7), il est possible d'exprimer la contrainte subie par l'éprouvette (Table IV.3).

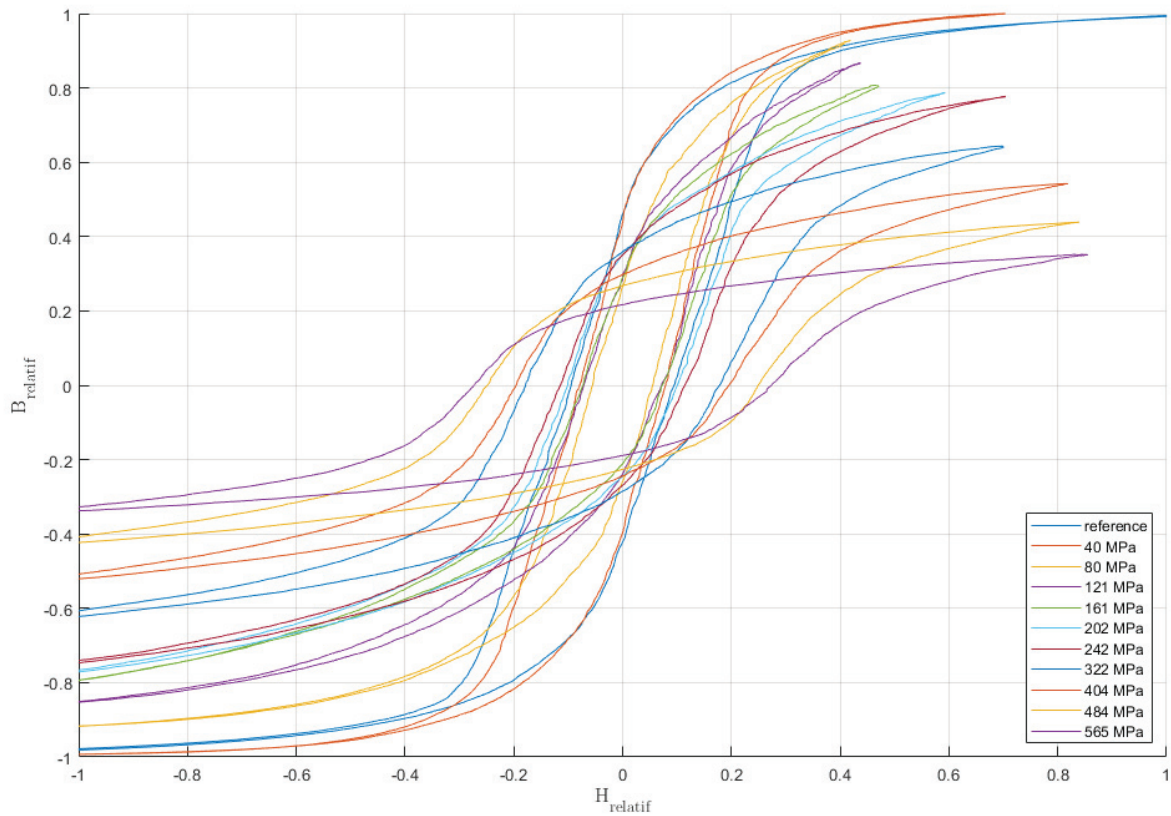


Figure IV.14 — Cycles d'hystérésis mesurés pour différents niveaux de contraintes.

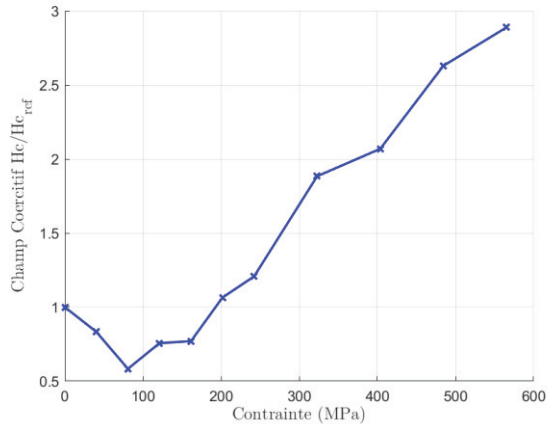


Figure IV.15 — Champ coercitif relatif mesuré pour différentes valeurs de contrainte.

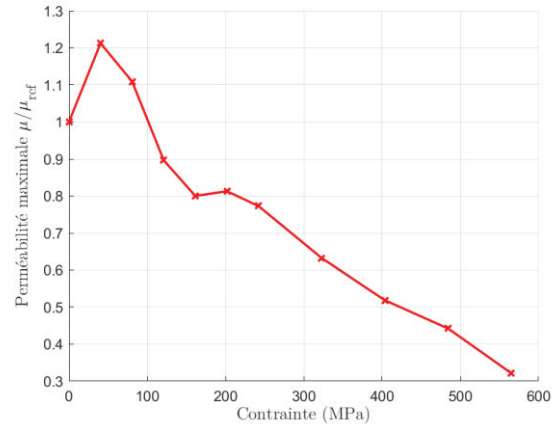


Figure IV.16 — perméabilité maximale relative mesurée pour différentes valeurs de contrainte.

Pour chaque point donné dans la Table IV.3, une mesure magnétique avec les capteurs B-H a été réalisée. Lors de chaque mesure, l'essai de traction est interrompu et la force exercée est maintenue pour conserver l'état mécanique de l'éprouvette. Avec les signaux mesurés, et après intégration numérique, il est possible de tracer les cycles d'hystérésis du mumétal en fonction de la contrainte appliquée (Figure IV.14). Pour une meilleure visualisation des résultats, l'ensemble des données sera exprimé en valeur relative par rapport à une mesure réalisée sans contrainte. Il est possible de constater que les cycles semblent se redresser au début du domaine élastique pour ensuite s'affaisser et continuer ainsi dans le domaine plastique.

À partir de ces cycles, il est possible d'en extraire le champ coercitif et la perméabilité maximale en fonction de la contrainte dans le mumétal. D'après les courbes obtenues (Figure IV.15 et Figure IV.16), il est possible de noter des comportements différents dans le domaine élastique et plastique. Dans le domaine élastique, le champ coercitif décroît jusque 80 MPa avant de décroître tandis que la perméabilité maximale croît jusque 40 MPa avant de croître. Ces variations dans le domaine élastique ont déjà pu être constatées pour d'autres nuances de mumetal et pour d'autres matériaux [91], [93]. Dans le domaine plastique, l'évolution de ces deux paramètres magnétiques semble relativement linéaire et peut être modélisée par des relations affines.

Les résultats obtenus sur les variations de champ coercitif et de perméabilité maximale ont été établis en fonction de la contrainte appliquée. Grâce au premier essai de traction (Figure IV.13), il est possible d'obtenir une équivalence entre la contrainte avec la déformation totale. Cette déformation totale inclut une composante élastique et une composante plastique. En ne considérant que les mesures dans le domaine plastique, il est possible d'établir un lien entre les propriétés magnétiques, telles que le champ coercitif et la perméabilité maximale, et la déformation totale du mumétal. Les résultats présentés dans la Figure IV.17 et la Figure IV.18 donne respectivement l'évolution du champ coercitif et de la perméabilité maximale en fonction de la déformation totale.

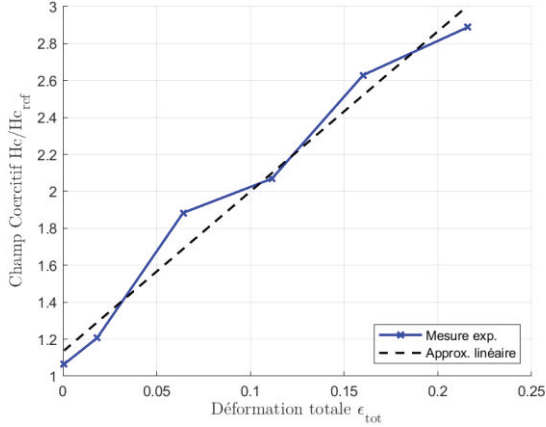


Figure IV.17 — Champ coercitif relatif mesuré en fonction de la déformation totale.

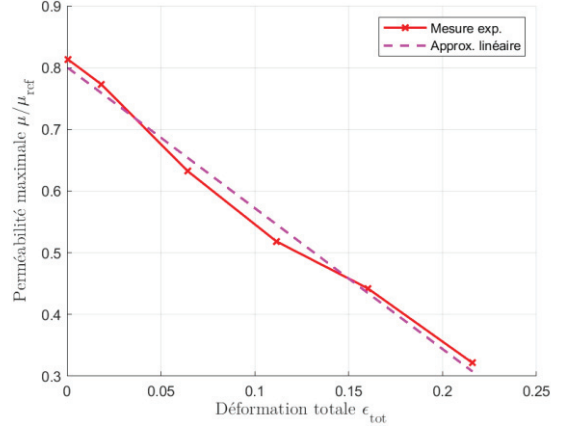


Figure IV.18 — Perméabilité maximale relative mesurée en fonction de la déformation totale.

En regardant les résultats obtenus dans les Figure IV.17 et Figure IV.18, il est possible de constater une évolution linéaire pour le champ coercitif et la perméabilité maximale en fonction de la déformation totale. En faisant une approximation linéaire pour le champ coercitif et la perméabilité maximale en fonction de la déformation totale, il est possible d'obtenir les relations suivantes :

$$H_{c_{relatif}} = 8,66. \epsilon_{tot} + 1,13 \quad (IV.10)$$

$$\mu_{relatif} = -2,28. \epsilon_{tot} + 0,8 \quad (IV.11)$$

Lors des essais, ces relations pourront donner une indication sur la déformation totale équivalente, et *in fine* les contraintes résiduelles dans le matériau après traitement. Toutefois, ces relations permettent de relier les paramètres magnétiques à une déformation totale  $\epsilon_t$  sous charge. Il serait intéressant de pouvoir décorrélérer l'influence de la déformation élastique ( $\epsilon_e$ ) et de la déformation plastique ( $\epsilon_p$ ).

#### 4.4 Essai de traction : charge puis décharge

Lorsqu'une charge suffisamment importante est appliquée à une éprouvette, ou plus généralement à une pièce, une déformation totale ( $\epsilon_{tot}$ ) est induite. Cette dernière est composée d'une partie plastique ( $\epsilon_p$ ) ainsi que d'une partie élastique ( $\epsilon_e$ ). La partie élastique est réversible et subsistera tant que la charge sera maintenue. Dès que la pièce n'est plus sous charge, la composante élastique  $\epsilon_e$  disparaît et il ne reste que la déformation plastique  $\epsilon_p$ . Cet aspect peut avoir une influence sur les propriétés magnétiques. Pour valider et visualiser cet effet, un deuxième essai va être réalisé pour compléter le premier essai de traction. Cet essai va consister à déformer plastiquement une éprouvette de mumétal avec la machine de traction (phase A à B, Figure IV.19). Ensuite, l'éprouvette est relâchée pour observer le retour élastique de cette dernière (Phase B à C, Figure IV.19). Une caractérisation magnétique de l'éprouvette de mumétal sera effectuée sur chaque point caractéristique de cet essai, c'est-à-dire au point A pour avoir l'état de référence à  $\epsilon_t = 0$ , au point B pour l'état sous charge à  $\epsilon_t = \epsilon_e + \epsilon_p$  et en C pour l'état après

déformation plastique à  $\epsilon_t = \epsilon_p$ . Ce cycle de mesure va être répété pour plusieurs niveaux de chargement mécanique.

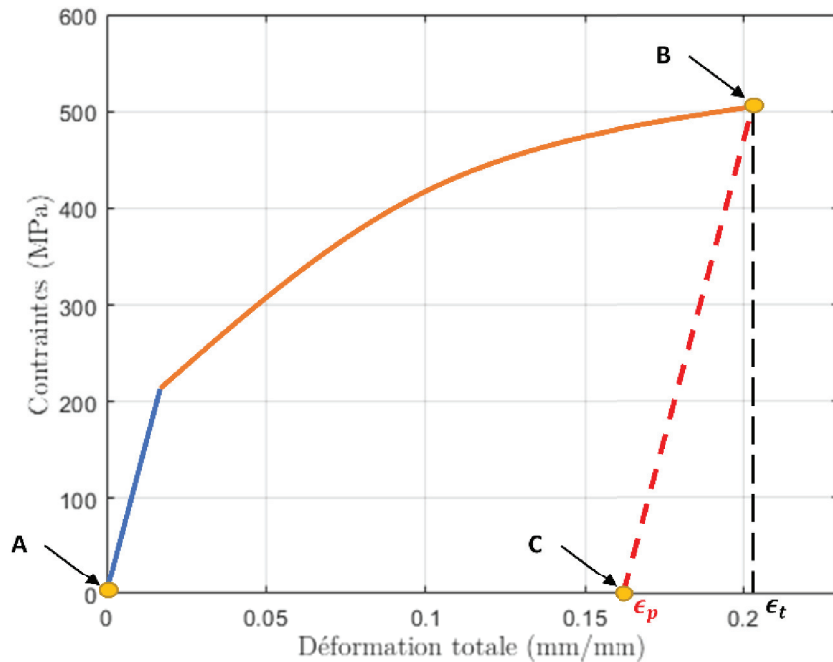


Figure IV.19 — Schéma de principe pour la prise de mesure magnétique au courant de l'essai.

Contrairement à l'essai précédent où une seule éprouvette a permis de faire l'intégralité des points de mesures, cet essai nécessite d'utiliser une éprouvette de mumétal pour chaque cycle d'écrit dans la Figure IV.19. Au vu du comportement relativement linéaire des évolutions du champ coercitif et de la perméabilité maximale, seulement deux cycles de tractions ont été réalisés. Le premier cycle est réalisé au début du domaine plastique, soit pour une charge en traction de 242 MPa et le deuxième cycle en fin de domaine plastique à 565 MPa. En respectant les points de mesures décrits en Figure IV.19 pour ces deux cycles, il est possible d'extraire les cycles d'hystérésis présents sur la Figure IV.20 et la Figure IV.21 pour une traction de 242 MPa et 565 MPa.

D'après les résultats obtenus pour les cycles d'hystérésis, il est possible de voir un changement dans l'allure des cycles entre le maintien en charge de l'éprouvette (courbes rouges, Figure IV.20 et Figure IV.21), c'est-à-dire au point de mesure B (Figure IV.19) et l'éprouvette sans charge (courbes oranges, Figure IV.20 et Figure IV.21), c'est-à-dire au point de mesure C (Figure IV.19). Pour mieux visualiser ces différences, ces courbes permettent d'extraire, de la même manière que dans la partie précédente (4.3), les valeurs du champ coercitif et de la perméabilité maximale (Figure IV.22 et Figure IV.23). Chaque point de mesure magnétique correspond à une certaine déformation  $\epsilon_t$  qui peut avoir une composante élastique  $\epsilon_e$  et plastique  $\epsilon_p$  (point de mesure B) ou simplement plastique  $\epsilon_p$  (point de mesure C).

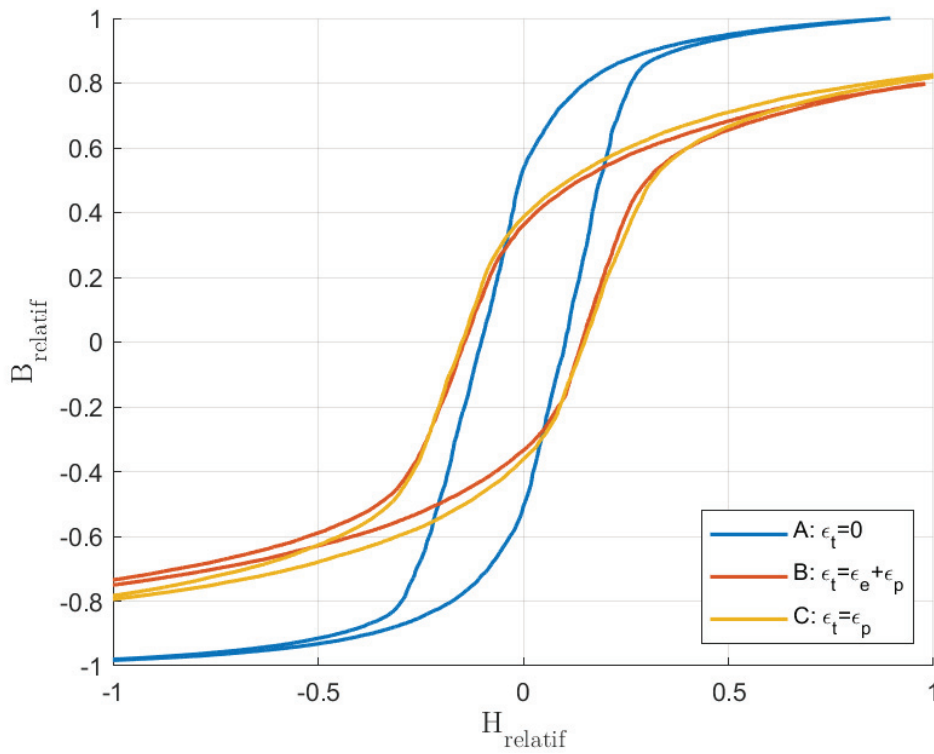


Figure IV.20 — Cycles hystérésis mesurés lors d'un cycle de traction à 242 MPa. Début de la zone plastique.

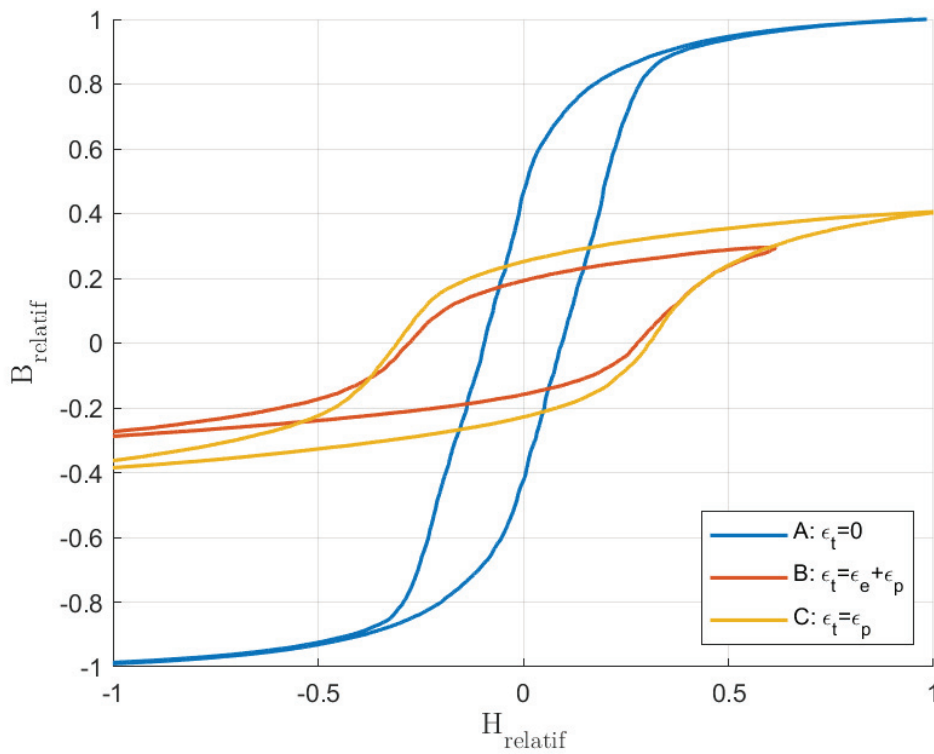


Figure IV.21 — Cycles hystérésis mesurés lors d'un cycle de traction à 565 MPa. Fin de la zone plastique.

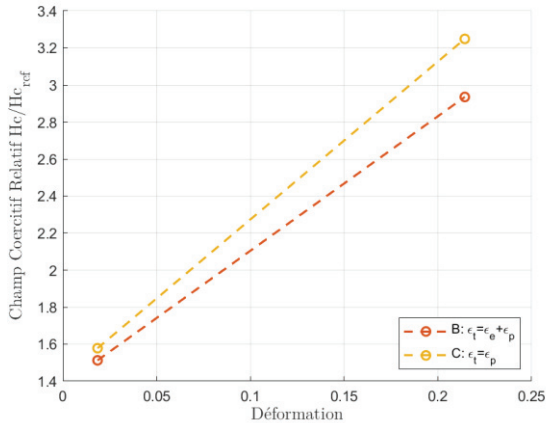


Figure IV.22 — Évolution du champ coercitif relatif avec (en rouge) et sans (en jaune) charge.

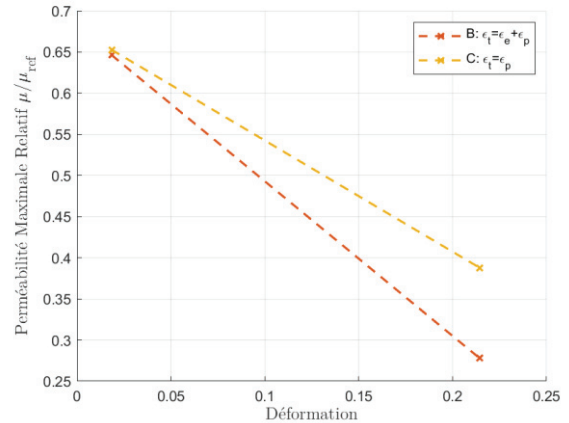


Figure IV.23 — Évolution de la perméabilité maximale relative avec (en rouge) et sans (en jaune) charge.

Comme dans l'essai de traction simple de la partie précédente, l'évolution du champ coercitif et de la perméabilité maximale reste dans le même ordre de grandeur. Les quelques différences observées peuvent en partie provenir des différences entre les éprouvettes et en partie des incertitudes sur les capteurs lors des mesures. Ces dernières n'ont malheureusement pas pu être correctement évaluées lors des essais. En revanche, la différence entre les points de mesure réalisés au point B et au point C est visible. Pour une déformation totale  $\epsilon_{tot}$  plus grande, l'écart, que ce soit pour le champ coercitif ou pour la perméabilité maximale, est plus important. Cette différence montre l'importance de la composante élastique  $\epsilon_e$  de la déformation. Comme dans le cycle de traction à 565 MPa, la déformation élastique est plus importante que dans le cycle de traction à 242 MPa. Ceci peut permettre d'expliquer l'écart croissant entre les courbes avec (courbes rouges, Figure IV.20 et Figure IV.21) et sans charge (courbes oranges, Figure IV.20 et Figure IV.21).

Au vu du comportement linéaire des résultats précédents, il est possible d'extraire deux relations pour exprimer le champ coercitif relatif et la perméabilité maximale relative en fonction de la déformation totale de l'éprouvette où l'on a observé une relation affine :

$$H_{c_{relatif\_tot}} = 7,28.\epsilon_{tot} + 1,38 \quad (IV.12)$$

$$\mu_{relatif\_tot} = -1,88.\epsilon_{tot} + 0,68 \quad (IV.13)$$

Les quelques écarts observés au niveau des coefficients proviennent probablement des incertitudes lors des mesures. De plus, la présence de seulement deux points peut aussi justifier cet écart. Cependant, les résultats montrent la même variation pour des coefficients similaires. Toujours avec ces courbes (Figure IV.22 et Figure IV.23), il est possible d'exprimer l'influence de la déformation uniquement plastique  $\epsilon_p$  sur les valeurs du champ coercitif relatif et de la perméabilité maximale relative :

$$H_{c_{relatif\_p}} = 8,53.\epsilon_p + 1,42 \quad (IV.14)$$

$$\mu_{relatif\_p} = -1,35.\epsilon_p + 0,68 \quad (IV.15)$$

Ces dernières formules permettent de relier la déformation plastique  $\epsilon_p$  et les paramètres magnétiques comme le champ coercitif et la perméabilité maximale ainsi que de visualiser la différence liée à l'absence de la composante élastique.

Ces résultats ont été obtenus seulement sur deux points de mesures compte tenu du nombre d'échantillons à disposition. Même si le comportement des propriétés semble linéaire une fois dans le domaine plastique, cette étude doit être complétée avec d'autres points de mesures pour disposer d'une évolution plus fine de la perméabilité maximale et du champ coercitif. Cependant, ces résultats montrent l'influence des paramètres mécaniques, et notamment de la déformation plastique, sur les propriétés magnétiques du mumétal, mais ils ne permettent pas d'établir une corrélation avec les résultats obtenus par EMP. D'autres essais doivent être menés pour obtenir une caractérisation complète.

## 5 Synthèse

L'objectif de cette étude exploratoire était de visualiser l'ampleur de l'évolution des paramètres magnétiques en fonction de l'état mécanique du matériau. Derrière cette étude, il s'agit de déterminer une éventuelle technique de caractérisation du niveau de mise en compression via les paramètres magnétiques du matériau dans le cas d'un matériau ferromagnétique. Étant donné que le dispositif EMP était en développement et encore non fonctionnel à son plein potentiel, il a été préférable d'opter pour un matériau ayant une limite élastique relativement basse. De plus, ce matériau devait posséder des propriétés magnétiques extrêmes pour garantir une forte variation de ses dernières en fonction de l'état mécanique. Ainsi il a été plus simple de les visualiser avec des capteurs expérimentaux. Le matériau candidat qui a été retenu est le mumétal, qui est un alliage de fer et de nickel notamment utilisé dans les applications de blindage magnétique à basse fréquence.

Par la suite, un traitement par EMP a été appliqué sur une éprouvette mince de mumétal. Comme la limite élastique de ce matériau était différente de l'alliage d'aluminium employé dans le chapitre précédent, il a été nécessaire de déterminer le niveau de charge des condensateurs afin de produire une impulsion électromagnétique suffisamment importante. Ceci a été réalisé via le modèle numérique développé précédemment. Même si ce dernier ne permet pas de prédire avec précision le déplacement de l'éprouvette, il permet de visualiser si une déformation plastique est induite dans le matériau. Dans ces conditions, il a été possible de visualiser une déflexion de l'éprouvette de mumétal similaire à celle produite lors des essais sur l'aluminium. Ceci a été réalisé avec le dispositif de corrélation d'images. Avec ce même dispositif, une ligne de référence a été établie pour la réalisation des mesures magnétiques et pour les comparer dans un premier temps au profil de déflexion. Les mesures magnétiques ont été réalisées avec deux capteurs magnétiques, un capteur par pointes et un *H-coil*, et un système d'excitation magnétique. En comparant les mesures magnétiques et la déflexion mesurée par corrélation, il a été possible de mettre en évidence une zone impactée magnétiquement plus étendue que la zone impactée mécaniquement. Ceci peut être dû à la présence de contraintes résiduelles insuffisantes pour induire une déformation macroscopique visible. Cette hypothèse peut être complétée avec l'outil numérique, mais le modèle développé pour éprouvette fine n'est pas encore suffisamment précis.

Les paramètres magnétiques du mumétal dans l'état d'origine sont connus via les informations données par le fabricant. Toutefois, la caractéristique mécanique de ce matériau n'était pas donnée tout comme l'évolution des caractéristiques magnétiques en fonction de l'état mécanique. Avec pour objectif d'apporter un premier élément de caractérisation et de réflexion, il a été proposé de réaliser une série d'essais mécaniques pour visualiser l'influence de l'état mécanique du matériau sur ses propriétés magnétiques.

Le premier essai mécanique a consisté à obtenir la caractéristique mécanique du mumétal. Grâce à cet essai, il a été possible de délimiter les domaines élastiques et plastiques du mumétal. Ainsi ce premier résultat a pu être utilisé dans le modèle numérique pour valider les paramètres du dispositif EMP.

Dans l'essai suivant, plusieurs points de mesure ont été établis dans les domaines élastique et plastique pour réaliser des caractérisations magnétiques. Lors des mesures dans le domaine élastique, les propriétés magnétiques fluctuent avant d'adapter un comportement linéaire. Dans le domaine plastique, le champ coercitif et la perméabilité maximale évoluent de façon relativement linéaire en fonction de la contrainte appliquée. Ce niveau de contrainte peut être relié à une déformation de l'éprouvette avec les résultats du premier essai de traction. Cet essai était sous charge mécanique maintenue pendant les mesures, ce qui implique que la déformation  $\epsilon_t$  résultante avait une composante élastique  $\epsilon_e$  et plastique  $\epsilon_p$ .

Afin de dissocier l'influence de la composante de déformation élastique  $\epsilon_e$  et de déformation plastique  $\epsilon_p$  sur les propriétés magnétiques, et pour disposer de relations simples liant la déformation plastique  $\epsilon_p$  aux paramètres magnétiques du mumétal, un dernier essai de traction est réalisé. Ce dernier consiste à faire un cycle de traction comme il a été décrit dans la Figure IV.19. Ceci a permis de mettre en évidence l'importance de l'influence de la déformation élastique  $\epsilon_e$  lors d'une mesure sous charge. Grâce au dernier point de mesures magnétiques réalisé pour  $\epsilon_t = \epsilon_p$ , il est possible d'obtenir une relation liant la déformation plastique et les paramètres magnétiques. Toutefois, seulement deux points de mesure ont pu être réalisés. Pour confirmer le comportement pris en hypothèse, d'autres points de mesures devraient être réalisés pour confirmer cette tendance.

Ces essais sont la première étape dans une modélisation uni-axiale du comportement magnétique du mumétal en fonction de son état mécanique. La prochaine étape serait de réaliser un essai de compression avec une éprouvette massive en employant les mêmes capteurs et les mêmes conditions d'excitation. Avec cette caractérisation, il serait possible d'aboutir à une modélisation multiaxiale en utilisant la contrainte équivalente dans le matériau [103]–[105]. Toutefois, ce modèle présente des imprécisions lors d'une contrainte de compression bi-axiale [94]. Pour essayer de compléter cette approche, il est possible d'envisager une caractérisation magnétomécanique en utilisant une machine de traction bi-axiale. Une telle machine est déjà disponible au LaMCoS et il suffit d'adapter le système de mesures magnétiques pour une utilisation bi-axiale. Ceci devrait permettre une meilleure compréhension de la contrainte et des déformations sur les propriétés magnétiques.



D'autres facteurs d'influences sur les propriétés magnétiques comme l'orientation des grains, et les dislocations peuvent également avoir été modifiés lors du procédé EMP. Ces facteurs ont également une influence non négligeable sur les paramètres magnétiques. Ces aspects nécessitent des essais de mise en compression complémentaires sur d'autres échantillons de mumétal pour ensuite être analysés, par exemple, avec un microscope électronique à balayage, un système de diffraction par rayons X, la mesure du pouvoir thermoélectrique, etc.



---

# Conclusions et Perspectives

## Conclusions

L'application de contraintes résiduelles de compression permet d'augmenter de façon significative la durée de vie de pièces métalliques. Ceci a rendu ces procédés particulièrement intéressant dans le monde de l'industrie. Actuellement, il existe plusieurs solutions technologiques permettant d'introduire des contraintes résiduelles de compression dans un matériau. Le grenailage de précontrainte, le billage ultrasonore, l'utilisation de choc laser ou bien la mise en compression par jet d'eau font partie des nombreux procédés existant pour remplir cette fonction. La facilité de mise en œuvre du grenailage et de ses dérivés en ont fait le procédé le plus couramment utilisé. En revanche, ces procédés restent délicats à contrôler. La trajectoire des billes utilisées est difficile à prédire et la profondeur de mise en compression est faible (1 mm au maximum). Un autre problème de cette famille de procédés est une augmentation de la rugosité au niveau de la surface traitée. Dans certains cas, cette rugosité peut créer des points d'amorçage de fissures ce qui annihile les bénéfices du traitement de surface. Un dernier aspect négatif est la pollution de la pièce par les billes utilisées. Des fragments de ces dernières peuvent être introduits dans le matériau traité et altérer ses propriétés. Les autres procédés comme l'utilisation de choc laser et de jet d'eau permettent de surmonter le manque de contrôle dans le grenailage et permettent de disposer d'un état de surface satisfaisant. Toutefois, il subsiste le problème lié à la profondeur de traitement toujours de l'ordre du millimètre.

Dans cette idée de disposer d'un procédé de mise en compression performant, les laboratoires LaMCoS, Ampère et Matéis ont établi un projet de développement d'un dispositif expérimental de mise en compression par impulsion électromagnétique soutenu par l'Institut Carnot Ingénierie@Lyon. Les seuls travaux existant sur cette technologie sont dans un brevet [1] et dans les travaux réalisés par Emmanuel Sonde sur la modélisation du procédé [2], [3]. Cette première modélisation a permis d'établir le cahier des charges préliminaire pour cette thèse.

Pour réaliser ce dispositif, un générateur d'impulsions électromagnétiques devait être dimensionné et réalisé. Dans un premier temps, il a été nécessaire de passer en revue les solutions technologiques pouvant répondre aux différentes briques élémentaires constituant le générateur. Ainsi, il était nécessaire de choisir un système de stockage d'énergie, un interrupteur et une géométrie d'inducteur adaptée. La vision retenue pour ce dispositif a été d'opter pour des technologies connues et maîtrisées pour faciliter leur mise en œuvre. Le système de stockage est un système de stockage capacitif avec des condensateurs en film de polypropylène métallisé. Cette technologie de condensateur permet de tolérer des courants de décharge importants pour des niveaux de tension élevées. L'interrupteur principal est un éclateur qui présente l'avantage d'être robuste et simple à mettre en œuvre. De par sa nature, il sera possible d'ajuster la tension de décharge des condensateurs en ajustant l'écart entre les électrodes. Concernant l'inducteur, il a été décidé de s'orienter sur un inducteur *pancake*.

Les principales briques élémentaires du générateur d'impulsion électromagnétique étant identifiées, il a été possible de réaliser leur dimensionnement. L'inducteur a été identifié comme la clef de voute du dimensionnement du dispositif. Dans un premier temps, une nouvelle itération de l'inducteur précédemment établi par E. Sonde a été dimensionnée. Ce nouvel inducteur qui a donc été développé a permis de réduire le courant nécessaire pour produire un profil de champ magnétique équivalent. Cependant, l'inductance de l'inducteur est maintenant plus importante et a un impact direct sur le dimensionnement du système de stockage. Compte tenu de l'inductance de l'inducteur, la tension et la capacité du système de stockage capacitif ont pu être établies. Ces données ont été utilisées pour trouver une référence commerciale de condensateurs et ainsi 24 condensateurs ont été commandés. Les caractéristiques électriques de l'éclateur ont été déterminées pour valider la pseudo-fréquence du système complet en tenant compte des parasites ajoutés par la présence de bus barres dans le système. La pseudo-fréquence est légèrement plus faible que la fréquence attendue, mais normalement cette différence ne devrait pas perturber le fonctionnement du prototype. Pour valider les calculs analytiques, une modélisation numérique utilisant l'inducteur dans sa configuration finale a pu être réalisée. Elle a permis de valider le profil de champ magnétique calculé analytiquement ainsi que de valider les paramètres électriques du système.

Le dimensionnement des principaux éléments du prototype a été la première étape dans la réalisation de ce dernier. La première partie du troisième chapitre présente la fabrication des éléments qui ont été réalisés en interne comme l'inducteur et l'éclateur. Au vu de contraintes imposées par les besoins du dispositif EMP, la réalisation de ces composants sur mesure a été jugée plus efficace ainsi. L'environnement du prototype répond également au besoin particulier qui implique l'utilisation de tension élevée et de champ magnétique intense. Une enceinte de protection a été construite pour contenir l'intégralité du prototype afin de minimiser les risques encourus par les utilisateurs en cas d'un dysfonctionnement. Cette enceinte de protection assure la sécurité du prototype avec plusieurs systèmes de sécurité redondants. Les systèmes de contrôle et d'acquisition du banc sont situés à l'extérieur de cette enceinte. À la suite de cette présentation des différentes composantes du système EMP, la première campagne d'essai est réalisée. Cette campagne est menée sur un alliage d'aluminium 6061 recuit. Cet état permet de disposer d'un matériau avec une limite élastique relativement faible et ainsi de réduire au maximum le niveau des impulsions de courant. Deux types d'essais ont été proposés. Le premier essai est un tir unique sur une éprouvette mince type Almen pour visualiser la déformation macroscopique induite par la présence de contraintes résiduelles. La déflexion obtenue a permis de visualiser une tendance similaire aux résultats numériques précédents [2]. Le deuxième essai sur éprouvette massive a également été réalisé avec un tir unique. Via des cartographies de dureté Vickers, il a été possible de visualiser la présence de déformations plastiques jusqu'à une profondeur de 4,5 mm. Même si l'impulsion électromagnétique qui a été utilisée pour cet essai était de faible ampleur par rapport aux capacités du dispositif, il a été possible d'observer une profondeur d'impact bien supérieure aux procédés conventionnels de traitement de surface. En principe, cette profondeur d'impact est amenée à être plus importante lors d'un essai avec une impulsion électromagnétique plus puissante [3]. Ainsi, d'après les résultats numériques il serait possible d'atteindre des profondeurs traitées encore plus importantes. À la suite de ces essais, une modélisation numérique de ces deux essais a été réalisée. Ces modélisations ont été réalisées avec

---

le logiciel multiphysique Ansys et ont permis une modélisation 3D du procédé. Les résultats obtenus pour les éprouvettes massives peuvent être corrélés relativement correctement avec les cartographies de dureté qui ont été réalisés. Il est possible de retrouver les mêmes répartitions de déformations plastiques et de variations de dureté. Cependant, la modélisation faite pour l'éprouvette mince n'a pas permis d'obtenir des résultats aussi satisfaisants. Les conditions initiales imposées à l'éprouvette ont une grande influence sur l'allure de la déformation induite, ainsi que sur la répartition des contraintes. Les résultats présentés dans ce manuscrit sont ceux qui se rapprochent le plus du cas expérimental.

La dernière partie de ce manuscrit a été consacrée à une étude exploratoire sur l'influence des contraintes résiduelles sur les propriétés magnétiques d'un matériau ferromagnétique. Comme le comportement des éléments du dispositif n'était pas encore prévisible à forte charge, il a été préférable de s'orienter sur un matériau ferromagnétique ayant une limite élastique relativement faible. De plus pour faciliter l'observation des variations des propriétés magnétiques, le matériau candidat devait disposer de caractéristiques magnétiques extrêmes. Parmi les matériaux potentiels, le mumétal a été sélectionné par rapport à sa limite élastique faible lorsqu'il est recuit et pour propriétés ses magnétiques intéressantes. Un essai de mise en compression a été réalisé sur une éprouvette mince avec le même schéma que dans le chapitre précédent. Par la suite, des mesures magnétiques et mécaniques ont été réalisées sur cette éprouvette et il a été possible d'observer une forte variation des paramètres magnétiques, perméabilité magnétique maximale et champ coercitif, en fonction de la déflexion mesurée par corrélation d'image. Toutefois, la zone modifiée magnétiquement est plus étendue que la zone où la déflexion a pu être observée. Pour mieux appréhender les variations des propriétés magnétiques en fonction des paramètres mécaniques, une caractérisation magnéto-mécanique du mumétal, avec plusieurs essais de traction, a été réalisée. Ces essais ont effectivement permis d'établir un lien entre les variations magnétiques et mécaniques. Toutefois, il a pu être observé des changements de tendance entre les domaines élastique et plastique. Ces tendances ont été également observées pour d'autres matériaux [91], [94]. Dans les procédés de mise en compression, il subsiste une zone de traction et ainsi le précédent essai donne un premier élément de caractérisation. D'autres essais doivent être entrepris pour obtenir une caractérisation complète.

## Perspectives

Avec les essais qui ont été réalisés jusqu'à présent avec le dispositif EMP, il a été montré qu'il est possible d'induire des déformations plastiques dans des matériaux tels que l'alliage d'aluminium 6061-T0 et le mumétal.

Après un certain nombre d'essais avec le dispositif, il est possible d'envisager des améliorations pour faciliter l'utilisation et le réglage des impulsions. Actuellement, la tension de décharge des condensateurs est fixée en ajustant la distance entre les électrodes principales de l'éclateur. Il avait été évoqué dans le premier chapitre la possibilité d'utiliser un éclateur ayant un déclenchement via une troisième électrode. Avec cette électrode supplémentaire et un système de déclenchement haute tension, il sera possible d'amorcer l'éclateur sur une plage de tension relativement large sans pour autant avoir besoin d'ajuster l'écartement des électrodes principales.

Une autre amélioration envisagée concerne des traitements nécessitant le déplacement de la pièce à traiter. Dans l'état actuel, après chaque tir du dispositif, la pièce sous l'inducteur doit être déplacée manuellement. Ceci implique que l'utilisateur pénètre dans l'enceinte de production en effectuant les procédures de sécurité adéquates. Cette manœuvre est longue et augmente les risques électriques pour l'utilisateur. Avec peu de changements sur la table XY actuellement utilisée pour déplacer, il est possible d'ajouter un système de motorisation pour piloter les axes X et Y à l'aide d'un ordinateur situé en dehors de la cage. Compte tenu des possibilités des programmes pour réaliser cette opération, il est envisageable d'ajouter un troisième axe Z pour permettre d'abaisser la pièce sous l'inducteur. Ceci permettra le déplacement de la pièce sous l'inducteur sans interférer avec ce dernier puis de revenir en contact avec l'inducteur.

Les essais qui ont été réalisés sur l'aluminium n'ont consisté qu'en un tir unique au centre de l'éprouvette à un niveau de charge donné. Il en a résulté que l'éprouvette a été traitée sur une grande profondeur. Un point intéressant à valider expérimentalement est l'évolution de cette profondeur traitée en fonction du niveau d'énergie de l'impulsion électromagnétique. Plusieurs niveaux de charges des condensateurs peuvent être choisis pour traiter plusieurs échantillons d'aluminium 6061-T0. Par la suite, une cartographie de dureté peut être réalisée pour obtenir une indication sur la répartition des déformations plastiques. À la différence des essais de dureté présentés dans le chapitre III, il serait préférable de mettre en œuvre des essais de nano-indentation. Le principe est identique que la dureté Vickers, mais permet une résolution bien plus grande. Cependant, cet essai sera toujours qualitatif vis-à-vis du niveau de déformation plastique induite. Il est possible de réaliser plusieurs essais de traction pour appliquer une déformation plastique contrôlée à une série d'éprouvettes d'aluminium. Par la suite, il sera possible de mesurer la dureté de ces différentes éprouvettes et d'établir une loi reliant la dureté au niveau de déformation plastique.

Comme précisé dans la fin du chapitre IV, l'essai de mise en compression réalisée sur le mumétal a effectivement eu un impact sur ses propriétés magnétiques. L'essai de traction qui a été réalisé par la suite n'est qu'une partie de la caractérisation du comportement magnétique du mumétal en fonction de ses paramètres mécaniques. Il avait été évoqué un essai de compression pour obtenir la caractéristique magnéto-mécanique du mumétal en compression. Cependant, ces essais ne donnent qu'une information pour une contrainte uni-axiale. Dans le cas d'une mise en compression de surface, il est évidemment question d'une contrainte multi-axiale. Certaines études ont démontré qu'il était possible d'obtenir une modélisation multi-axiale à partir d'une caractérisation uni-axiale [103]–[105]. Ce modèle semble présenter des incertitudes pour des contraintes de compression bi-axiale [94]. Pour permettre une modélisation plus précise, il est possible d'envisager une caractérisation magnéto-mécanique en traction et en compression du mumétal. Cet essai peut être réalisé au LaMCoS qui dispose d'une machine de traction bi-axiale. Cependant, il faudra établir les protocoles de mesure pour permettre la caractérisation magnétique en parallèle de l'essai de mécanique.

Un autre point d'optimisation possible pour le dispositif est l'amélioration de la tenue de l'inducteur. Les matériaux utilisés ont montré leur efficacité à isoler et maintenir mécaniquement l'inducteur mais ont aussi commencé à montrer leur limite. Pour les essais réalisés avec le mumétal, des fissures de l'isolant ont commencé à faire leur apparition. Ces dernières ont

---

compromis l'intégrité de cet isolant, ce qui peut conduire à une rupture de l'inducteur. Il est possible d'utiliser d'autres matériaux isolants avec de meilleures performances afin de permettre à l'inducteur de tolérer des décharges plus importantes. Une autre solution peut également être appliquée, l'évolution vers une troisième version de l'inducteur avec une nouvelle géométrie. Les géométries comme celles utilisées par Thibaudeau [73], [77] peuvent être une solution intéressante. Cependant, le développement d'un nouvel inducteur implique un redimensionnement complet de ce dernier.

Pour caractériser les contraintes résiduelles induites par le dispositif, il serait intéressant de réaliser des mesures de diffractions par rayon X. Cette caractérisation viendra ajouter une donnée supplémentaire dans la mesure de contraintes résiduelles.





## V. Annexes

### 1 Estimation de l'impédance des bus barres

Lors du dimensionnement du dispositif EMP, les impédances des principaux éléments comme l'inducteur et les condensateurs ont été calculées. Pour le dimensionnement du banc de condensateur, une estimation de l'impédance des bus barres a été utilisée. Cette dernière est composée sur le calcul de l'inducteur propre des bus barres et sur l'inductance mutuelle.

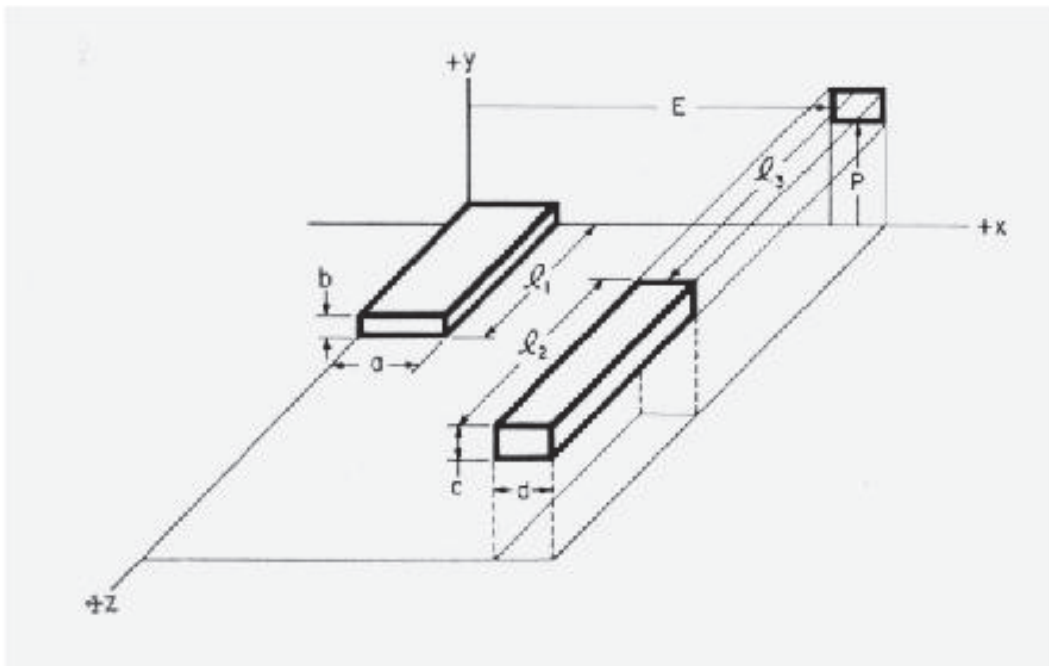


Figure V.1 — Positionnement des bus barres pour le calcul de l'inductance mutuelle et de l'inductance propre [106].

Les distances  $a$  et  $d$  ainsi que les distances  $b$  et  $c$  représentent respectivement les largeurs et épaisseurs des sections des bus barres de longueurs  $l_1$  et  $l_2$  écartés d'une distance  $E$  suivant l'axe  $x$ ,  $P$  suivant l'axe  $y$  et décalé d'une distance  $l_3$  suivant l'axe  $z$ .

Hoer et Love ont donné une formule donnant une estimation de l'inductance mutuelle pour deux bus barres dans la configuration de la Figure V.1 [106] :

$$\begin{aligned}
 L_{bb} = \frac{0,001}{abcd} & \left[ \left[ \left( \frac{y^2 z^2}{4} - \frac{y^4}{24} - \frac{z^4}{24} \right) x \ln \left( \frac{x + \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}}{\sqrt{y^2 + z^2}} \right) \right. \right. \\
 & + \left( \frac{x^2 z^2}{4} - \frac{x^4}{24} - \frac{z^4}{24} \right) y \ln \left( \frac{y + \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}}{\sqrt{x^2 + z^2}} \right) \\
 & + \left( \frac{x^2 y^2}{4} - \frac{x^4}{24} - \frac{y^4}{24} \right) z \ln \left( \frac{z + \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}}{\sqrt{x^2 + y^2}} \right) \\
 & + \frac{1}{60} (x^4 + y^4 + z^4 - 3x^2 y^2 - 3y^2 z^2 - 3z^2 x^2) \sqrt{x^2 + y^2 + z^2} \\
 & - \frac{xyz^3}{6} \tan^{-1} \left( \frac{xy}{z\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}} \right) \\
 & - \frac{xy^3 z}{6} \tan^{-1} \left( \frac{xz}{y\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}} \right) \\
 & \left. - \frac{x^3 yz}{6} \tan^{-1} \left( \frac{yz}{x\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}} \right) \right]_{E+d-a,E}^{E-a,E+d} (x) \left[ \right]_{P+c-b,P}^{P-b,P+c} (y) \left[ \right]_{l_3+l_2-l_1,l_3}^{l_3-l_1,l_3+l_2} (z) \quad (V.1)
 \end{aligned}$$

À partir de cette relation il est possible de calculer l'inductance propre d'un bus barre en considérant que les distance E, P et  $l_3$  sont nulles et les distances  $a = d$  et  $b = c$ .

La valeur de la résistance des bus barres est calculée en tenant compte de l'effet de peau :

$$R_{bb} = \frac{\rho l}{S_{bb}} \quad (V.2)$$

$$S_{bb} = ab - (a - 2\delta)(b - 2\delta) \quad (V.3)$$

Avec  $l$  la longueur d'un bus barre et  $S_{bb}$  la section efficace de conduction du bus barre en tenant compte de l'effet de peau  $\delta$  en considérant une section de largeur  $a$  et d'épaisseur  $b$ .

## 2 Équations de fonctionnement d'un système RLC

Le calcul des paramètres électriques du générateur d'impulsion est lié aux équations électriques régissant un circuit électrique. En appliquant la loi de Kirchoff au montage présenté par la Figure I.23, il est possible d'obtenir la relation suivante :

$$V_C + V_L + V_R = 0 \quad (\text{V.4})$$

Avec :

$$\begin{cases} V_R = R i(t) \\ V_L = L \frac{di(t)}{dt} \end{cases} \quad (\text{V.5})$$

Soit  $i(t)$  le courant circulant dans ce montage, il est possible d'obtenir la relation suivante partant de l'équation (V.4)

$$V_C + L \frac{di(t)}{dt} + R i(t) = 0 \quad (\text{V.6})$$

En dérivant cette équation, on obtient :

$$\frac{dV_C}{dt} + L \frac{d^2i(t)}{dt^2} + R \frac{di(t)}{dt} = 0 \quad (\text{V.7})$$

Par définition :

$$i(t) = C \frac{dV_C}{dt} \quad (\text{V.8})$$

En injectant la relation (V.8) dans la l'équation (V.7), on obtient la relation suivante :

$$\frac{d^2i(t)}{dt^2} + \frac{R}{L} \frac{di(t)}{dt} + \frac{1}{LC} i(t) = 0 \quad (\text{V.9})$$

En général, les expressions précédentes peuvent être simplifiées en définissant les paramètres suivants :

$$\begin{cases} \alpha = \frac{R}{2L} \\ \omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} \end{cases} \quad (\text{V.10})$$

Avec ces considérations l'équation (V.9) peut s'écrire de la façon suivante :

$$\frac{d^2i(t)}{dt^2} + 2\alpha \frac{di(t)}{dt} + \omega_0^2 i(t) = 0 \quad (\text{V.11})$$

Le facteur  $\alpha$  est appelé facteur d'atténuation et permet de quantifier la vitesse d'amortissement des oscillations lorsque le circuit se décharge. La pulsation propre du montage est définie par  $\omega_0$  qui dépend notamment de l'inductance et de la capacité du montage. Elle est liée à la fréquence par la relation suivante :

$$\omega_0 = 2\pi f_0 \quad (\text{V.12})$$

La solution générale de l'équation différentielle (V.11) est de la forme suivante :

$$i(t) = A_1 e^{s_1 t} + A_2 e^{s_2 t} \quad (\text{V.13})$$

Avec :

$$\begin{cases} s_1 = -\alpha + \sqrt{\alpha^2 - \omega_0^2} \\ s_2 = -\alpha - \sqrt{\alpha^2 - \omega_0^2} \end{cases} \quad (\text{V.14})$$

La forme de la solution finale dépend donc des valeurs de  $\alpha$  et de  $\omega_0$ . Les valeurs de  $A_1$  et  $A_2$  sont quant à elles déterminées par les conditions initiales de système. Afin de faciliter la résolution de cette équation, il est commun de définir une valeur  $\xi$  tel que :

$$\xi = \frac{\alpha}{\omega_0} \quad (\text{V.15})$$

Cette valeur de  $\xi$  peut-être liée aux paramètres électriques du montage avec les relations (V.10) :

$$\xi = \frac{R}{2} \sqrt{\frac{C}{L}} \quad (\text{V.16})$$

En appliquant ce terme (V.15) aux expressions (V.14), les solutions  $s_1$  et  $s_2$  peuvent être exprimées de la façon suivante :

$$\begin{cases} s_1 = \omega_0 \left( -\xi + \sqrt{\xi^2 - 1} \right) \\ s_2 = \omega_0 \left( -\xi - \sqrt{\xi^2 - 1} \right) \end{cases} \quad (\text{V.17})$$

En fonction des valeurs de  $\xi$ , le comportement transitoire du montage va être différent. Il existe quatre cas possibles pour les valeurs de  $\xi$  :

- Cas idéal avec  $\xi = 0$  ;
- Régime pseudopériodique  $\xi < 1$  ;
- Régime apériodique  $\xi > 1$  ;
- Régime critique  $\xi = 1$ .

### 3 Fiabilisation de l'inducteur

La version de l'inducteur présentée dans le manuscrit est la dernière itération de l'inducteur ainsi que celle qui a présenté les meilleures performances lors des essais. Avant cette version il y a eu plusieurs itérations ayant différentes configurations d'isolations et de matériau conducteur.



Figure V.2 — Inducteur encapsulé dans une résine époxy. À gauche, l'inducteur en vue du dessus et à droite en vue du dessous.

Pour visualiser le comportement de l'inducteur en fonction du type de résine utilisé, une étude numérique a été entreprise avec un modèle axisymétrique. De cette étude, une résine a été utilisée sur une série d'inducteurs. Lors des essais expérimentaux, plusieurs variantes d'isolations et de conducteurs ont été utilisées. Devant les résultats obtenus avec les inducteurs, une évaluation des mécanismes de rupture a été réalisée.

#### 3.1 Étude numérique de l'influence de la résine.

En première hypothèse, il est possible d'intuiter le comportement de la résine. Si cette dernière bride complètement l'inducteur, les contraintes que ce dernier va subir vont être très importantes. Pour vérifier cette hypothèse, seul le module d'Young a été modifié afin de visualiser les influences sur les contraintes et la déformation de l'inducteur. Les calculs ont été réalisés pour une impulsion de courant dont l'amplitude est de 173 kA.

Les résines disponibles disposent d'un module d'Young variant autour de 2 GPa. Dans un premier temps, plusieurs calculs ont été réalisés sur un intervalle de module d'Young noté  $E_{résine}$  variant entre 1,9 et 20 GPa. Par la suite, cette valeur a été augmentée jusque 1000 GPa pour obtenir une tendance de l'évolution des contraintes et de la déformation plastique de l'inducteur.

Les Figure V.3 et Figure V.4 présentent la déformation plastique maximale de l'inducteur suite à une impulsion de courant. Les résultats présents sur la Figure V.3 pour de faibles valeurs du module d'Young montrent une faible variation de l'influence de la résine sur la déformation plastique maximale. Même s'il est peu probable de mettre en œuvre des résines avec un module d'Young aussi élevé, il est possible d'observer une nette évolution de la déformation plastique maximale. Une forte diminution de la déformation de l'inducteur apparaît pour des valeurs de  $E_{résine}$  supérieure à 100 GPa.

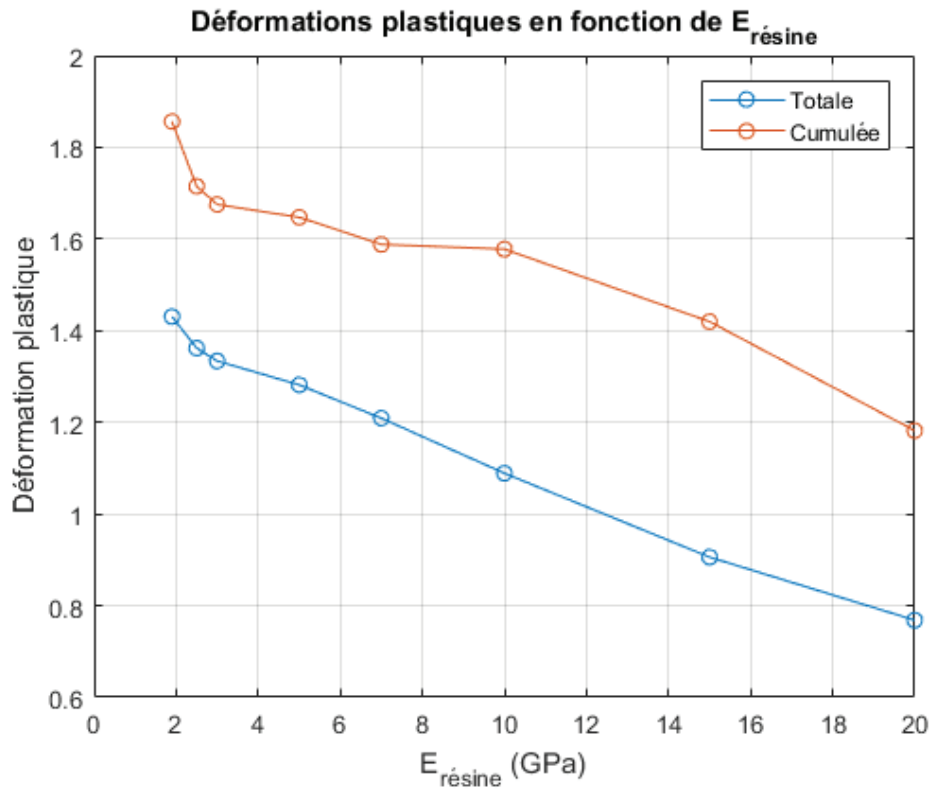


Figure V.3 — Déformations maximales de la résine et de l'inducteur en fonction du module d'Young  $E_{résine}$  entre 0 et 20 GPa.

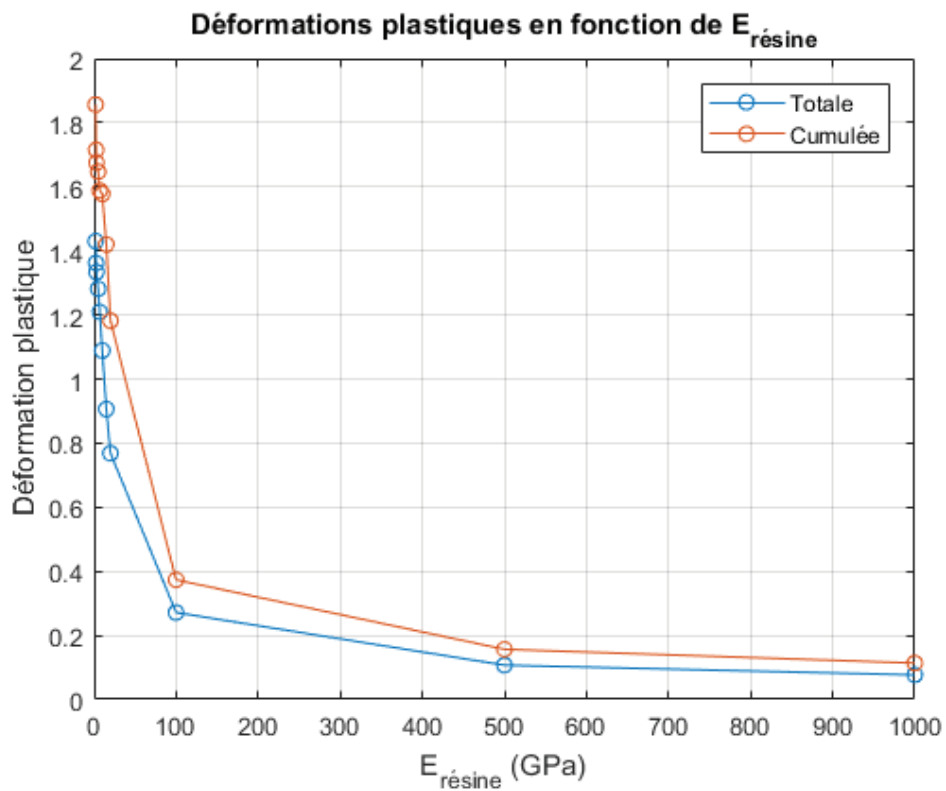


Figure V.4 — Déformations maximales de la résine et de l'inducteur en fonction du module d'Young  $E_{résine}$  entre 0 et 1000 GPa.

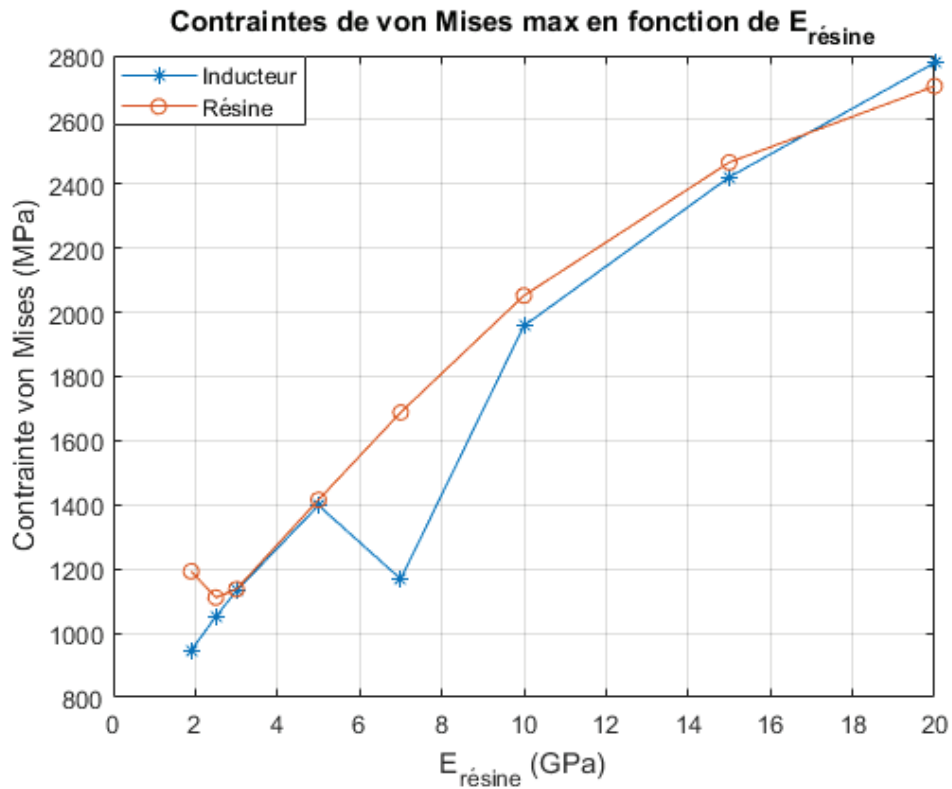


Figure V.5 — Contraintes de von Mises maximales de la résine et de l'inducteur en fonction de  $E_{résine}$  allant de 0 à 20 GPa.

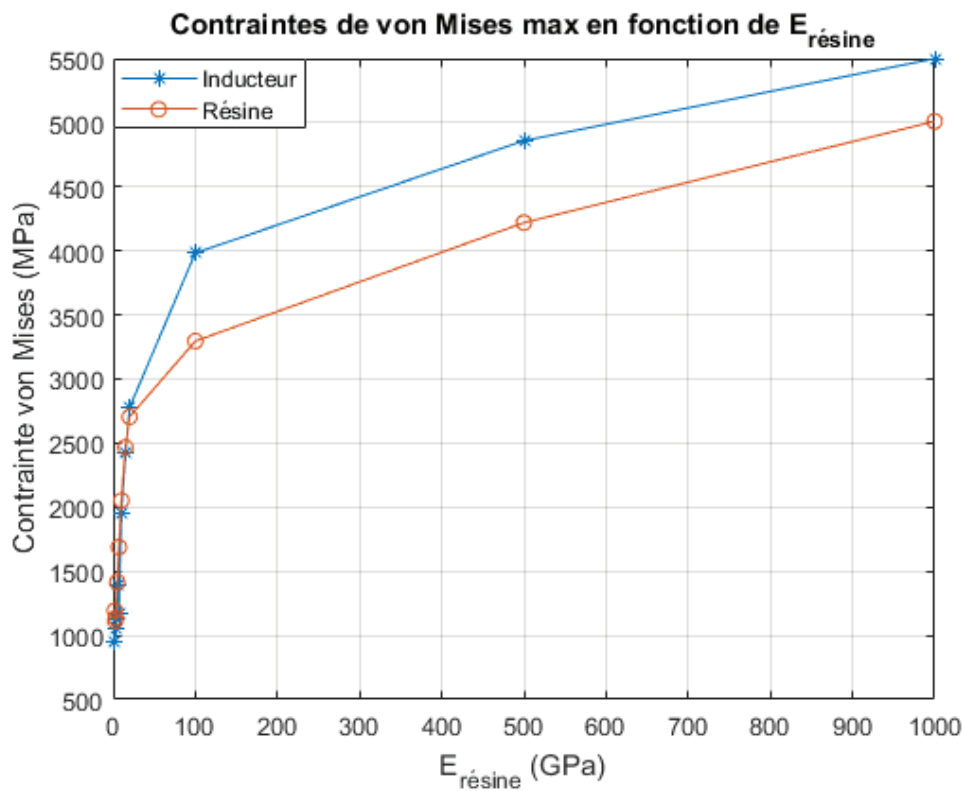


Figure V.6 — Contraintes de von Mises maximales de la résine et de l'inducteur en fonction de  $E_{résine}$  allant de 0 à 1000 GPa.

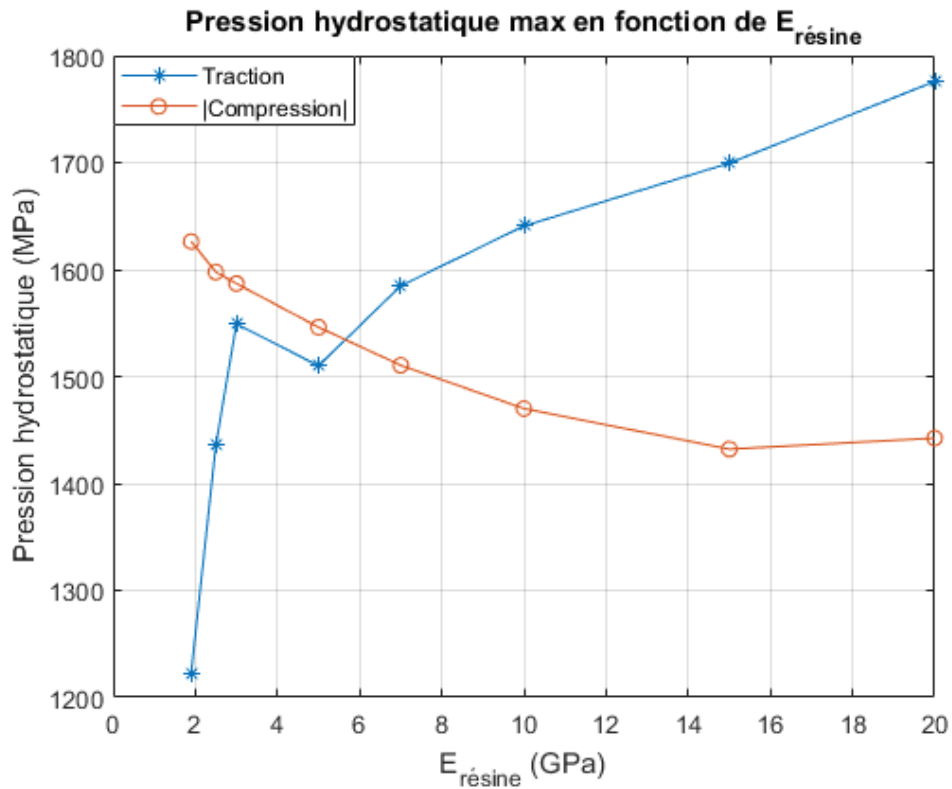


Figure V.7 — Pression hydrostatique maximale en traction et en compression pour l'inducteur en fonction de  $E_{résine}$  allant de 0 à 20 GPa.

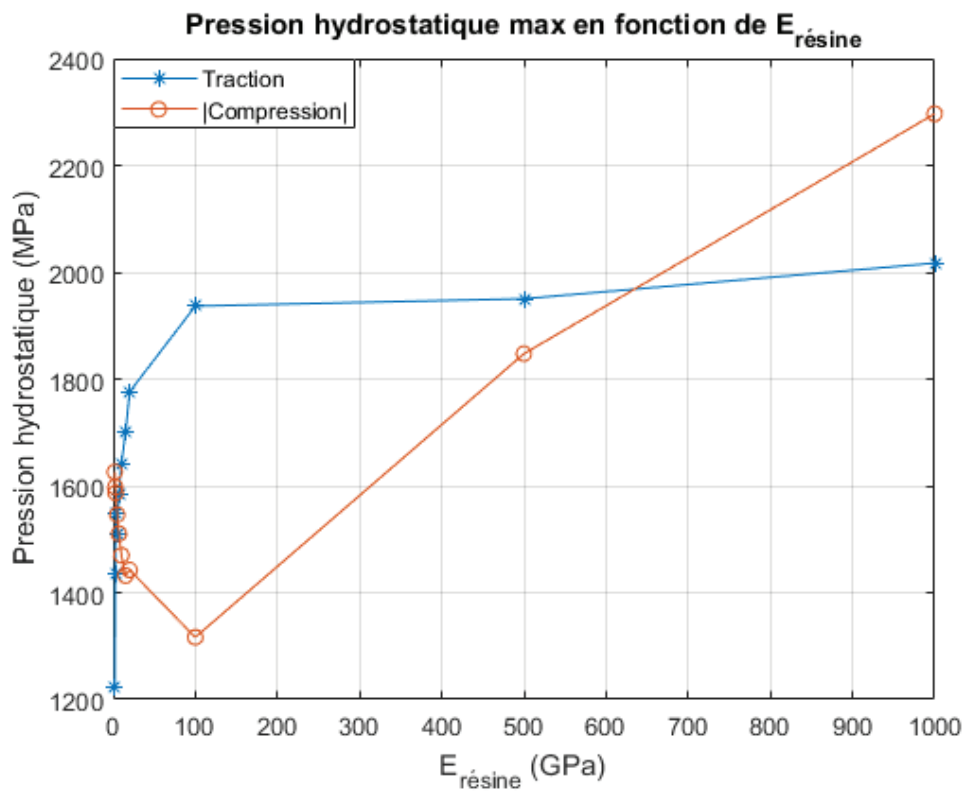


Figure V.8 — Pression hydrostatique maximale en traction et en compression pour l'inducteur en fonction de  $E_{résine}$  allant de 0 à 1000 GPa.



Les Figure V.3 et Figure V.4 présentent les valeurs maximales des contraintes de von Mises dans l'inducteur et dans la résine. Ces figures montrent que cette contrainte maximale est effectivement croissante avec le module d'Young  $E_{résine}$ . Sur le premier intervalle, de 0 à 20 GPa, la contrainte dans l'inducteur augmente fortement avant d'observer un changement de tendance à partir de 100 GPa. En regardant le profil de contraintes de von Mises dans l'ensemble, le maximum semble être localisé dans la résine au niveau inférieur de la première spire de l'inducteur.

Pour compléter ces résultats, les valeurs maximales et minimales de la pression hydrostatique dans l'inducteur ont été relevées. Ces résultats sont regroupés dans les Figure V.7 et Figure V.8. Les contraintes minimales et maximales, ou contraintes en compression et en traction sont indiquées en valeurs absolues. La contrainte en traction voit une augmentation rapide jusque  $E_{résine} = 5$  GPa puis plus faiblement au-delà. Concernant la contrainte en compression, diminue peu jusque 100 GPa avant de croître. En regardant de plus près la répartition de ces contraintes de compression et de traction (Figure V.10), il est possible de voir que les spires de l'inducteur sont majoritairement en compression avec une zone très localisée de traction située au niveau inférieur de la première spire. Cette zone de traction coïncide avec le maximum de contrainte de von Mises.

Il est possible de remarquer que la contrainte de traction maximale dépasse la contrainte de compression maximale pour  $E_{résine} > 5$  GPa. Dans le manuscrit, il a déjà été illustré que ces contraintes en traction sont particulièrement néfastes pour les pièces mécaniques. Il sera donc préférable de privilégier une résine époxy dont le module d'Young  $E_{résine}$  sera inférieur à 5 GPa pour éviter d'avoir des contraintes en traction trop importante.

Pour des valeurs du module d'Young relativement faible, il était possible de noter que la déformation plastique induite par les impulsions à l'inducteur était plus importante. D'après les caractéristiques mécaniques du cuivre Cu-A1, matériau sélectionné pour l'inducteur, ce dernier peut subir un allongement maximum de 40%, soit une déformation plastique d'environ 1,4 %. Cette valeur de déformation nécessite l'utilisation d'une résine avec un module d'Young supérieur à 16 GPa pour ne pas dépasser la barre des 1,4 % de déformation plastique cumulée. Toutefois, pour la déformation plastique totale, il est possible d'opter pour une résine ayant un module d'Young de 2,5 GPa.

À noter que ces simulations ont été réalisées pour un courant bien supérieur aux essais réalisés jusqu'à présent. De plus, au vu des contraintes que subit l'inducteur, ces dernières sont bien supérieures à la limite à rupture du cuivre qui est d'environ 360 MPa. Ces résultats mettent en évidence les contraintes techniques liées à la réalisation d'un inducteur adéquat. Pour ces raisons, les premiers essais réalisés avec le dispositif ont été faits à charge réduite pour assurer la tenue mécanique de l'inducteur.

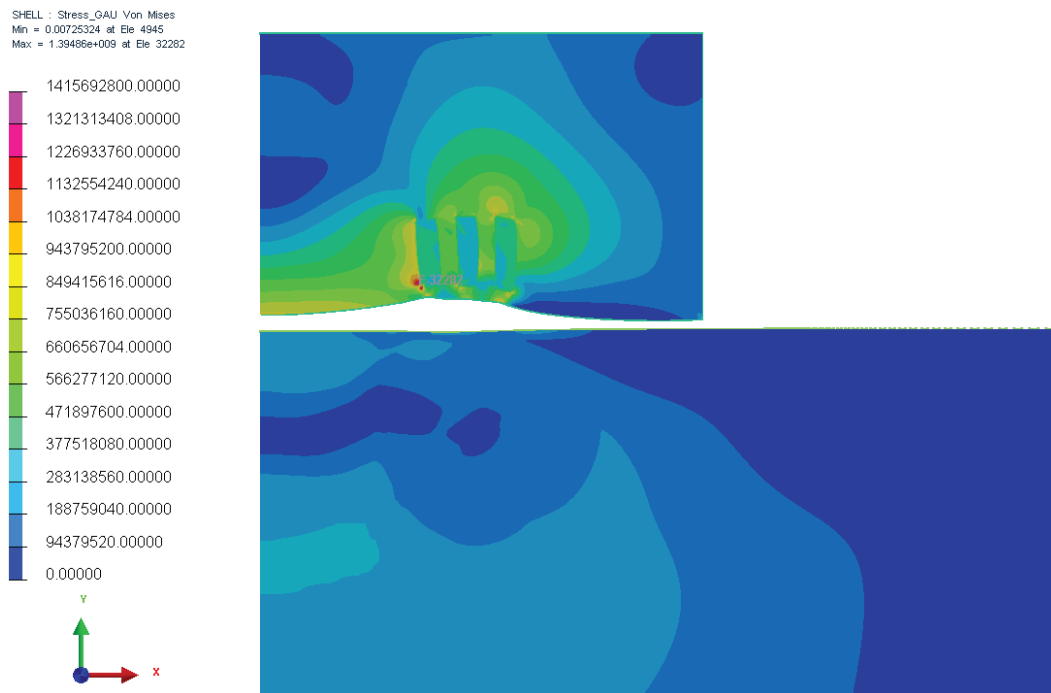


Figure V.9 — Profil des contraintes de von Mises (en Pa) dans la résine, l'inducteur et la pièce située en dessous pour une résine avec un module de  $E_{résine} = 5 \text{ GPa}$ .

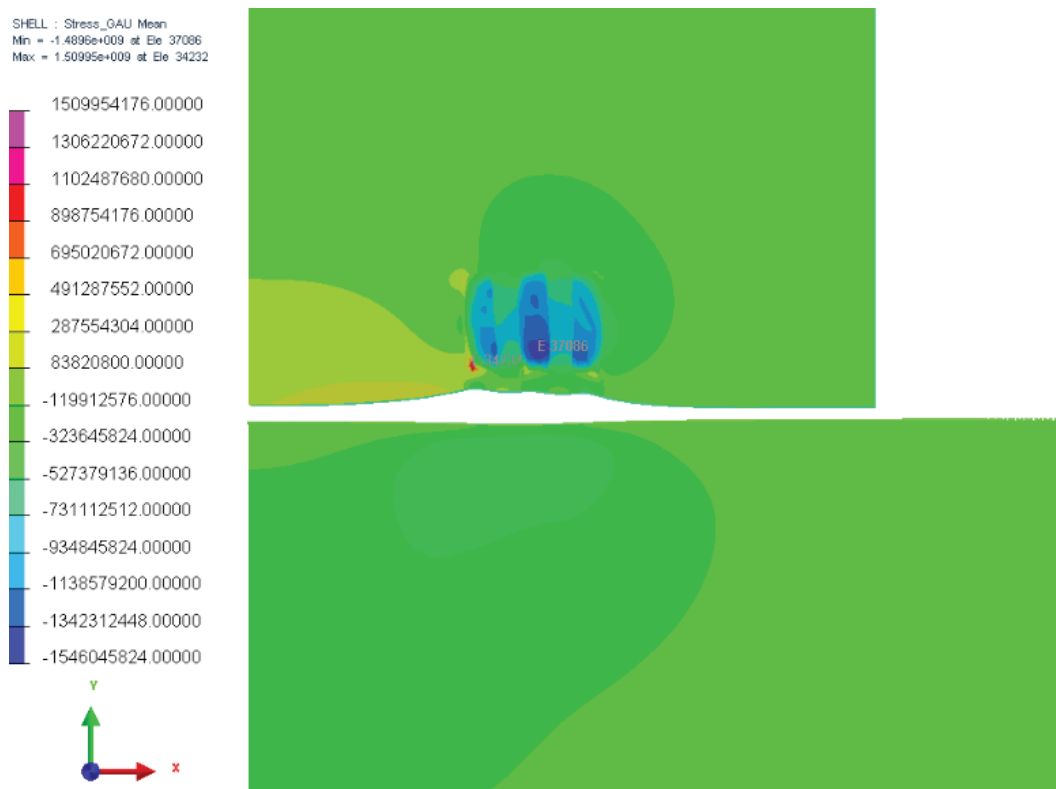


Figure V.10 — Profil de la pression hydrostatique (en Pa) dans la résine, l'inducteur et la pièce située en dessous pour une résine avec un module de  $E_{résine} = 5 \text{ GPa}$ .

### 3.2 Essais expérimentaux

Pour la première version de l'inducteur (Figure V.11), le matériau conducteur était un cuivre CU-A1 qui assure une excellente conductivité électrique, mais avec des caractéristiques mécaniques relativement faibles. Pour renforcer et isoler l'inducteur, une résine époxy 2011 ( $E_{résine} = 1,8$  GPa) a été utilisée pour encapsuler l'inducteur. Cette résine est un mélange bicomposant et des bulles peuvent apparaître lors du mélange. La présence de ces bulles réduit les performances mécaniques et électriques de la résine. Afin de limiter au maximum la présence de ces bulles, la résine a été dégazée sous vide à plusieurs reprises (Figure III.2). Dans le dimensionnement de l'inducteur (II.3.1) et dans la modélisation électromagnétique du procédé (II.4), l'inducteur a été placé à une distance de 1 mm de la pièce. Cette distance a été fixée pour permettre la présence d'un isolant entre la pièce métallique et l'inducteur. La résine seule ne permet pas de garantir le positionnement relatif de l'inducteur par rapport à la pièce lors de la fabrication. Une plaque de polycarbonate de 1 mm a été utilisée afin de faire l'isolation inférieure de l'inducteur et pour garantir cette distance de 1 mm. La partie extérieure de l'inducteur est un capot en inox. Son rôle principal est d'agir comme un blindage de protection en cas de rupture de l'inducteur. De plus, il permet de servir de moule lors du coulage de la résine.

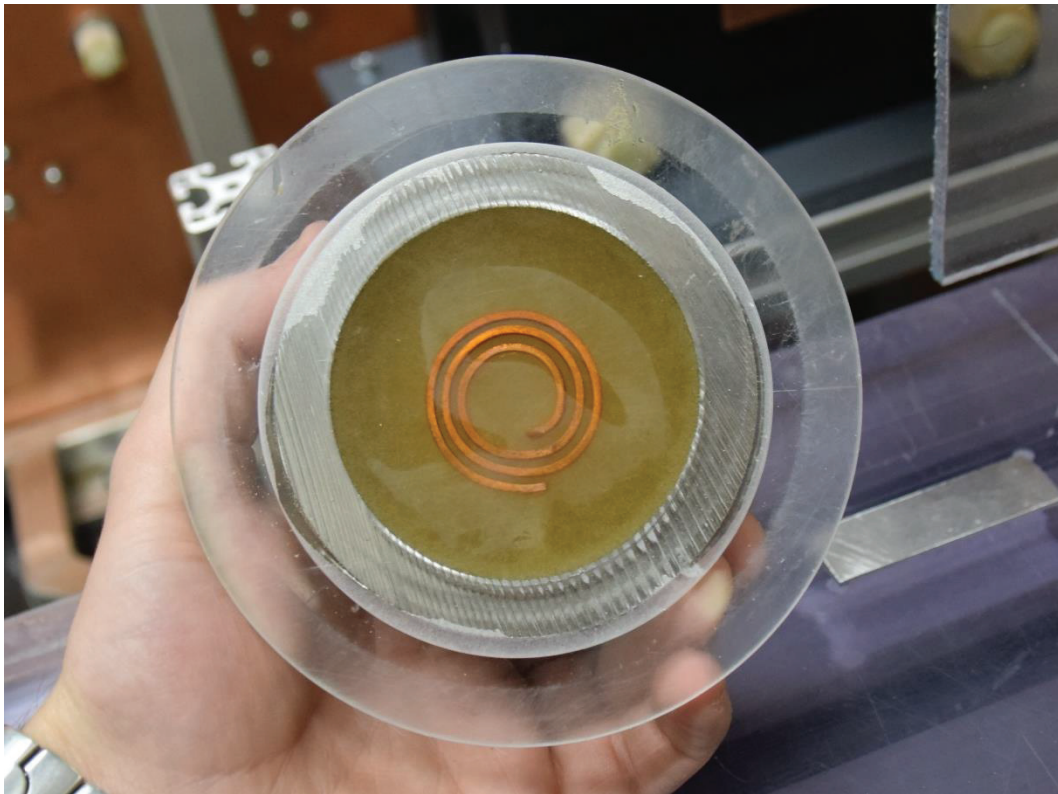


Figure V.11 — Première version de l'inducteur. L'inducteur a été encapsulé dans une résine époxy 2011. La partie inférieure de l'isolant est une plaque en polycarbonate de 1 mm.

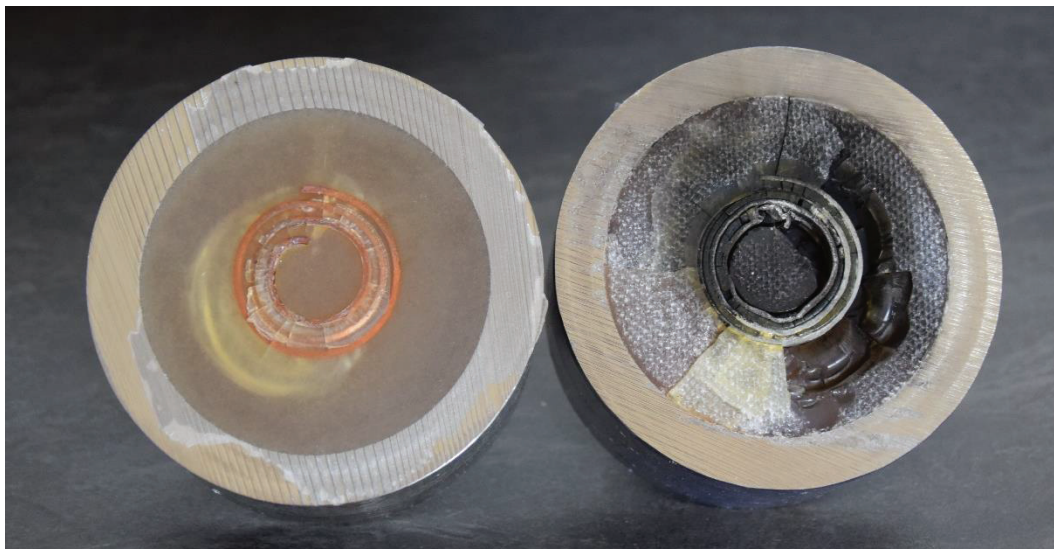


Figure V.12 — Premières versions de l'inducteur après essais. L'inducteur de gauche a été réalisé en cuivre et celui de droite en alliage d'aluminium. Les deux inducteurs ont été munis de la même isolation.

Avec cette version d'inducteur et d'isolant, plusieurs essais ont été réalisés à faible puissance jusqu'à une charge des condensateurs de 10 kV. Au-delà, l'isolation de l'inducteur a commencé à montrer des signes de faiblesse avec l'apparition de fissures comme le montre la Figure V.12. Sur cette figure, un inducteur présente un grand nombre de fissures dans les espaces interspires ainsi qu'autour de l'inducteur. Ces fissures, dans le cas où elles ont été suffisamment grandes, ont conduit à la formation d'un arc électrique entre spires. Cette création de plasma dans un espace confiné a engendré l'explosion de la partie inférieure de l'inducteur. L'inducteur de droite présent sur la Figure V.12 montre l'état d'un inducteur après la déflagration. Tout comme la résine, le polycarbonate s'est avéré insuffisant également. Sous l'effet du déplacement de l'inducteur au fur à mesure des essais, ce dernier s'est également fissuré.

Dans un second temps, il a été question de changer le matériau constituant l'inducteur. Le cuivre CU-A1 en dépit de ses performances électriques dispose de caractéristiques mécaniques faibles. En revanche, l'utilisation d'un autre matériau ou alliage impliquera une conductivité électrique moindre que celle du cuivre. La diminution de la conductivité de l'inducteur risque d'augmenter les pertes par effet Joule et donc l'élévation de température de l'inducteur. Ceci risque d'engendrer des contraintes sur les isolants possibles pour contenir l'inducteur. En effet, les performances mécaniques des isolants dédiés aux applications hautes températures ( $>250\text{ °C}$ ) ne sont pas aussi intéressantes que leurs homologues basses températures. Pour observer une éventuelle amélioration du comportement de l'inducteur, un alliage d'aluminium a remplacé le cuivre. Malheureusement, les essais de cet inducteur ont montré les mêmes défauts qu'avec le cuivre. L'isolant fissure sous les contraintes induites par les impulsions et notamment la plaque de polycarbonate située en dessous de l'inducteur.

Comme l'isolant semble être le point limitant notamment la partie inférieure qui se fissure en premier. Pour améliorer la tenue de cette partie inférieure, un matériau composite a été utilisé. Il s'agit de plaque de FR4, plaque de fibre de verre et de résine époxy, faisant 0,8 mm d'épaisseur. Cette nouvelle itération a présenté une bonne longévité après plusieurs essais pour des charges

des condensateurs allant jusque 10 kV. Passé un certain nombre de tirs, ces inducteurs ont commencé à montrer des signes de faiblesse non pas au niveau de la plaque de FR4, mais au niveau de la partie supérieure de l'inducteur. Des fissures sont apparues au niveau de la partie supérieure de la résine. L'origine n'a pas pu être simplement déterminée visuellement.

Pour visualiser l'origine de ces fissures, un inducteur endommagé a été observé en tomographie par rayons X. L'inducteur a dû être extrait du capot de protection en inox pour permettre aux rayons X de pénétrer dans la résine. Cet inducteur a subi 11 impulsions avec une charge de 5,7 kV, deux impulsions à 7,5 kV et deux impulsions à 9,5 kV.

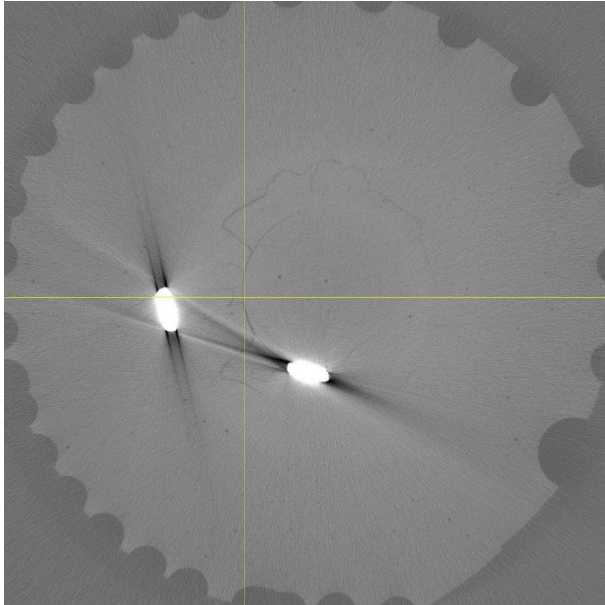


Figure V.13 — Tomographie à rayons X de la résine juste au-dessus de l'inducteur.

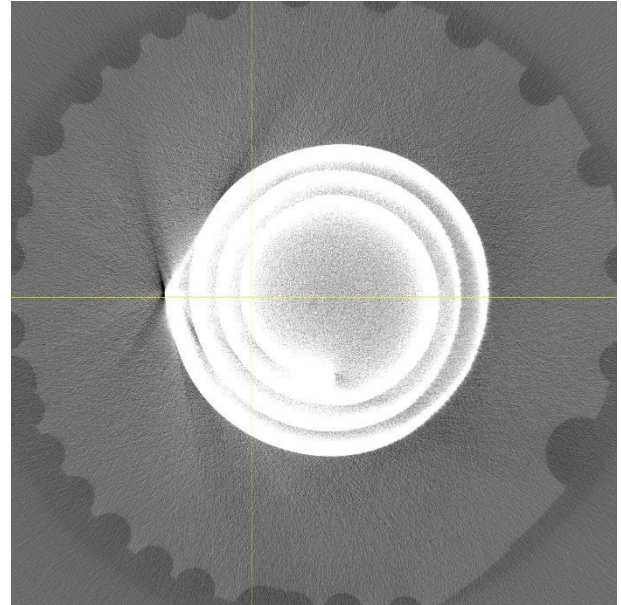


Figure V.14 — Localisation de la fissure précédente par rapport aux spires de l'inducteur en blanc

La tomographie de l'inducteur a effectivement mis en évidence des fissures dans la résine située dans la partie supérieure de l'isolant. En regardant les résultats de la tomographie juste au-dessus de l'inducteur (Figure V.13), il est possible de voir que les fissures semblent suivre majoritairement le contour interne de la première spire (Figure V.14). Il est possible de corréliser ces résultats avec les résultats numériques réalisés précédemment (Figure V.9 et Figure V.10). Les zones où les contraintes ont été maximales correspondent aux zones où les fissures apparaissent. Ces fissures se propagent de l'inducteur jusqu'à la surface (Figure V.15). Malheureusement les résultats obtenus avec la tomographie ne permettent pas de visualiser s'il y a des fissures entre les spires, mais au vu des résultats obtenus avec les inducteurs précédents (Figure V.12), il y a de fortes chances que des fissures ont déjà commencé à se former.

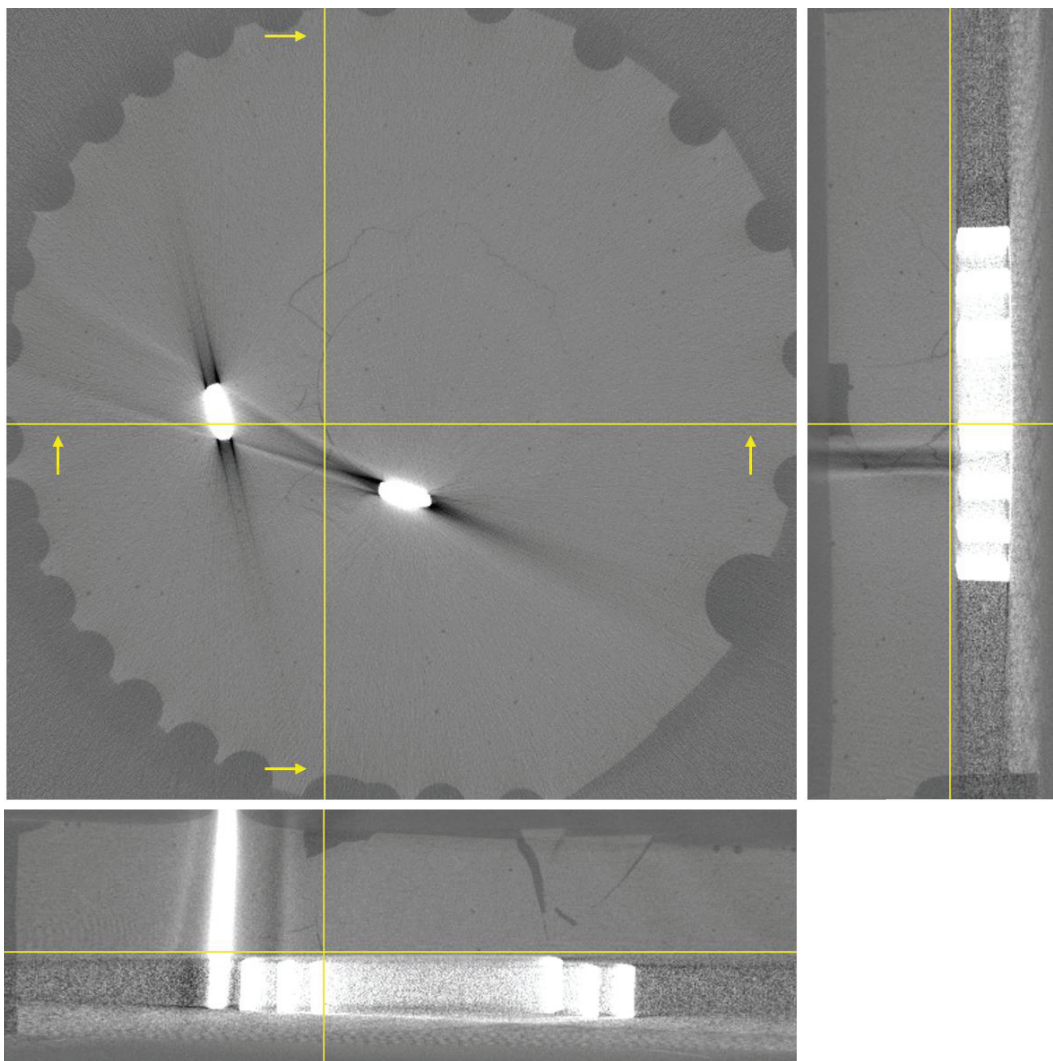


Figure V.15 — Vues de coupes de la zone juste au-dessus de l'inducteur.

### 3.3 Bilan des inducteurs

Pour prévenir l'apparition de fissures pouvant conduire à la destruction des inducteurs, la résine araldite 2011 a été en grande majorité remplacée par du deltherm qui est un matériau composite en fibre de verre et résine. Ce matériau a été usiné de façon à être le négatif de l'inducteur comme l'illustre la Figure III.1. Afin de combler les espaces qui subsistent, de la résine époxy a été utilisée. Cette dernière itération est toujours en service, mais seuls des essais à 5,7 kV ont été réalisés avec cet inducteur.

Un tableau récapitulatif (Table V.1) reprend l'ensemble des inducteurs qui ont été utilisés dans ces travaux. Il présente également une autre itération qui n'a pas été encore testée utilisant élastomère, le PDMS, plutôt qu'une résine époxy.

Table V.1 — Bilan des inducteurs utilisés dans le dispositif EMP.

Itération	Matériau conducteur	Isolation	Nombre d'essais	Condition de rupture
1	Cuivre	Araldite 2011 (non dégazé) + polycarbonate	2 essais (5,7 kV).	Explosion de l'inducteur, rupture de la résine.
2	Cuivre	Araldite 2011 + polycarbonate	6 essais (5,7 kV).	Rupture du polycarbonate. Présence de fissure dans la résine.
3	Cuivre	Aucune	1 essai (5,7 kV).	Rupture de l'inducteur.
4	Aluminium	Araldite 2011 + polycarbonate	2 essais (5,7 kV).	Explosion de l'inducteur, rupture de la résine.
5	Cuivre	Araldite 2011 + FR4	2 essais (9,6 kV).	Explosion de l'inducteur, rupture de la résine.
6	Cuivre	Araldite 2011 + FR4	6 essais (5,7 kV).	Apparition de fissures dans la résine sur la partie supérieure de l'inducteur et déformation du FR4.
7	Cuivre	Araldite 2011 + FR4	11 essais (5,7 kV), 2 essais (7,5 kV), 2 essais (9,6 kV).	Apparition de fissures dans la résine sur la partie supérieure de l'inducteur.
8	Cuivre	Varidur 200 ( $E_{résine} > 6 \text{ GPa}$ )	1 essai (5,7 kV).	Explosion de l'inducteur, rupture de la résine.
9	Cuivre	Deltherm 68890 avec Araldite 2011	5 essais (5,7 kV).	(En service)
10	Cuivre	Deltherm 68890 avec PDMS	Aucun	





---

## VI. Bibliographie

- [1] J. R. Dydo et S. P. Yushanov, « System and method for electromagnetic pulse surface treatment », US9125243B2, 2015.
- [2] E. Sonde, « Etude et modélisation de procédés innovants de mise en compression de surfaces : traitements de surface par cavitation et par impulsions électromagnétiques », INSA de Lyon, 2018.
- [3] E. Sonde, T. Chaise, D. Nelias, et V. Robin, « Numerical simulation of electromagnetic surface treatment », *Journal of Applied Physics*, vol. 123, p. 045901, 2018.
- [4] P. Ballard, « Contraintes résiduelles induites par impact rapide. Application au choc-laser. », Theses, Ecole Polytechnique X, 1991.
- [5] P. Shukla, P. T. Swanson, et C. J. Page, « Laser Shock Peening and Mechanical Shot Peening Processes Applicable for the Surface Treatment of Technical Grade Ceramics: A Review. », *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B Journal of Engineering Manufacture*, 2014.
- [6] J. Li, « Simulation of repair welding mitigated by ultrasonic shot peening on Nickel based alloy », Theses, INSA de Lyon, 2011.
- [7] J. Marteau et M. Bigerelle, « Relation between surface hardening and roughness induced by ultrasonic shot peening », *Tribology International*, vol. 83, 2014.
- [8] Sonats, « Ultrasonic Shot Peening ». 2012.
- [9] J. Barralis, L. Castex, et G. Maeder, « Précontraintes et traitements superficiels », *Techniques de l'ingénieur Traitements thermiques superficiels et thermochimiques*, vol. base documentaire: TIB501DUO., n° ref. article: m1180, 1999.
- [10] M. Kulekci et U. Esme, « Critical analysis of processes and apparatus for industrial surface peening technologies », *Critical analysis of processes and apparatus for industrial surface peening technologies*, vol. 74, 2014.
- [11] I. Chaieb, « Analyse et simulation des contraintes résiduelles induites par des traitements mécaniques de précontrainte en grenailage et choc laser », 2004.
- [12] G. S. Was et R. Pelloix, *The Effect of shot peening on the fatigue behavior of alloy 7075-T6*, vol. 10. 1979.
- [13] R. M. White, « Elastic Wave Generation by Electron Bombardment or Electromagnetic Wave Absorption », *Journal of Applied Physics*, vol. 34, n° 7, p. 2123-2124, 1963.

- [14] N. C. Anderholm, « Laser-Generated Stress Waves », *Applied Physics Letters*, vol. 16, n° 3, p. 113-115, 1970.
- [15] E. Julan, « Simulation numérique du choc laser pour la mise en compression en présence de l'état initial dû au soudage », PhD Thesis, 2014.
- [16] J. A. Fox, « Effect of water and paint coatings on laser-irradiated targets », *Applied Physics Letters*, vol. 24, p. 461-464, 1974.
- [17] L. C. Yang, « Stress waves generated in thin metallic films by a Q -switched ruby laser », *Journal of Applied Physics*, vol. 45, n° 6, p. 2601-2608, 1974.
- [18] C. Dubouchet, « Traitements thermomécaniques de surfaces métalliques à l'aide de lasers CO2 continu et de laser impulsif », PhD Thesis, 1993.
- [19] L. Berthe, R. Fabbro, P. Peyre, L. Tollier, et E. Bartnicki, *Shock waves from a water-confined laser-generated plasma*, vol. 82. 1997.
- [20] R. Fabbro, J. Fournier, P. Ballard, D. Devaux, et J. Virmont, *Physical study of laser-produced plasma in confined geometry*, vol. 68. 1990.
- [21] P. Peyre, I. Chaieb, et C. Braham, « FEM calculation of residual stresses induced by laser shock processing in stainless steels », *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, vol. 15, p. 205, 2007.
- [22] H. Amarchinta, T. Tarpey, et R. Grandhi, *Regression Uncertainty Quantification Using Bootstrap Method for Residual Stress Field Predictions*. 2010.
- [23] H. Song, « Experimental and numerical analysis of the distribution of residual stresses induced by laser shock peening in aluminium alloy. », Theses, Arts et Métiers ParisTech, 2010.
- [24] J. Fournier, *Génération d'Ondes de Choc par Laser Pulsé de Forte Energie : Applications Mécaniques ET Métallurgiques*. 1989.
- [25] M. A. M. Azhari, « Effects of Waterjet Treatment on Surface Integrity of Metals and its Optimization », doctoral thesis, Technische Universität Kaiserslautern, 2014.
- [26] S. Kunaporn, M. Ramulu, et M. Hashish, « Mathematical Modeling of Ultra-High-Pressure Waterjet Peening », *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 127, n° 2, p. 186-191, avr. 2005.
- [27] R. M. Blowers, « On the Response of an Elastic Solid to Droplet Impact », *IMA Journal of Applied Mathematics*, vol. 5, n° 2, p. 167-193, juin 1969.
- [28] W. Tohson et G. W. Vickers, « Transient Stress Distribution Caused by Water-Jet Impact », *Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 15, n° 4, p. 302-310, août 1973.

- 
- [29] K. Neusen, T. Gores, et R. Amano, « Axial variation of particle and drop velocities downstream from the abrasive waterjet mixing tube », *British Hydromechanics Research Group (BHRG)*, p. 93-103, 1994.
- [30] K. Yanaida et A. Ohashi, « Flow Characteristics of Water Jets in Air. », *Pap presented at the Int Symp on Jet Cutting Technol*, vol. 1, p. 33-44, 1980.
- [31] H. K. Tönshoff, F. Kroos, et C. Marzenell, « High-Pressure Water Peening-a New Mechanical Surface-Strengthening Process », *CIRP Annals*, vol. 46, n° 1, p. 113-116, 1997.
- [32] C. Mauger, « Cavitation dans un micro-canal modèle d'injecteur diesel : méthodes de visualisation et influence de l'état de surface », Theses, Ecole Centrale de Lyon, 2012.
- [33] E. Sonde, T. Chaise, N. Boisson, et D. Nelias, « Modeling of cavitation peening: Jet, bubble growth and collapse, micro-jet and residual stresses », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 262, 2018.
- [34] A. Klumpp, F. Lienert, S. Dietrich, H. Soyama, et V. Schulze, « Surface strengthening of AISI4140 by cavitation peening », *Proceedings of the 13th International Conference on Shot Peening*, p. 441-446, 2017.
- [35] D. Odhiambo et H. Soyama, « Cavitation shotless peening for improvement of fatigue strength of carbonized steel », *International Journal of Fatigue*, vol. 25, n° 9, p. 1217-1222, sept. 2003.
- [36] S. de Barros, P. P. Kenedi, S. M. Ferreira, S. Budhe, A. J. Bernardino, et L. F. G. Souza, « Influence of mechanical surface treatment on fatigue life of bonded joints », *The Journal of Adhesion*, vol. 93, n° 8, p. 599-612, juill. 2017.
- [37] Q. Sun, Q. Han, X. Liu, W. Xu, et J. Li, « The effect of surface contamination on corrosion performance of ultrasonic shot peened 7150 Al alloy », *Surface and Coatings Technology*, vol. 328, p. 469-479, nov. 2017.
- [38] M. A. Siddiqui, J. P. M. Correia, S. Ahzi, et S. Belouettar, *Electromagnetic forming process: Estimation of magnetic pressure in tube expansion and numerical simulation*, vol. 2. 2009.
- [39] D. Gayakwad, M. K. Dargar, P. K. Sharma, R. purohit, et R. S. Rana, « A Review on Electromagnetic Forming Process », *Procedia Materials Science*, vol. 6, p. 520-527, janv. 2014.
- [40] D. Maisonnette, « Influences mécaniques et métallurgiques de procédés haute température sur un alliage d'aluminium 6061-T6 », 2018.
- [41] W. Hartmann, M. Romheld, et A. Donner, « A 100 kJ Pulse Unit for Electromagnetic Forming of Large Area Sheet Metals », in *Conference Record of the 2006 Twenty-Seventh International Power Modulator Symposium*, 2006, p. 577-581.

- [42] O. Liebfried et V. Brommer, « A Four-Stage XRAM Generator as Inductive Pulsed Power Supply for a Small-Caliber Railgun », *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 41, n° 10, p. 2805-2809, oct. 2013.
- [43] A. V. Nashilevskiy, G. G. Kanaev, V. I. Krauz, V. V. Myalton, G. E. Remnev, et V. P. Vinogradov, « High-current pulse generator for plasma focus », in *2011 IEEE Pulsed Power Conference*, 2011, p. 923-926.
- [44] J. Cicéron, P. Tixador, P. Lehmann, A. Badel, et M. Amiet, « Le projet de lanceur électromagnétique à rail et l'alimentation par SMES », 2015.
- [45] W. Hartmann et M. Rumheld, « Design of a high current pulse generator for magnetoforming », in *Conference Record of the Twenty-Sixth International Power Modulator Symposium, 2004 and 2004 High-Voltage Workshop.*, 2004, p. 310-313.
- [46] J. Lehr et R. Pralhad, *Foundations of Pulsed Power Technology*. Wiley-IEEE Press, 2017.
- [47] G. Mouriès, « Condensateurs utilisés en électronique de puissance », *Techniques de l'ingénieur Composants passifs et transformateurs statiques*, vol. base documentaire: TIB246DUO., n° ref. article: d3010, 2007.
- [48] P. Dedie, V. Brommer, et S. Scharnholz, « Twenty-Stage Toroidal XRAM Generator Switched by Countercurrent Thyristors », *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 39, n° 1, p. 263-267, janv. 2011.
- [49] I. Grekhov, « Novel Semiconductor Devices and Pulsers for the Range of Power  $10^4 - 10^{10}$  W and Pulse Durations  $10^{-10} - 10^{-14}$  Seconds », *Proceedings of the IEEE International Pulsed Power Conference*, 1997.
- [50] W. Jiang *et al.*, « Compact solid-State switched pulsed power and its applications », *Proceedings of the IEEE*, vol. 92, n° 7, p. 1180-1196, juill. 2004.
- [51] E. Ramezani, E. Spahn, et G. Bruderer, « A novel high current rate SCR for pulse power applications », 1997, p. 1016-1020 vol.2.
- [52] H. Singh, J. L. Carter, et J. Creedon, « Comparison of switching technologies for a tactical EML application », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 33, n° 1, p. 513-518, janv. 1997.
- [53] P. Osmokrovic, N. Arsic, Z. Lazarevic, et N. Kartalovic, « Triggered vacuum and gas spark gaps », *Power Delivery, IEEE Transactions on*, vol. 11, p. 858-864, 1996.
- [54] H. Rahaman, H. Heo, S. S. Park, et S. H. Nam, « Design of a Gas-Filled Spark Gap Switch for High-Voltage Application », *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 38, n° 10, p. 2758-2763, oct. 2010.
- [55] R. Sinton, R. van Herel, W. Enright, et P. Bodger, *Design and construction of a triggered spark gap for long distance exploding wire experiments*. 2011.

- 
- [56] A. L. Donaldson, R. Ness, M. Hagler, et M. Kristiansen, « Modelling of Spark Gap Performance », *Proceedings of the International Pulsed Power Conference*, p. 525-529, 1983.
- [57] A. Donaldson, M. Kristiansen, A. Watson, K. Zinsmeyer, E. Kristiansen, et R. Dethlefsen, « Electrode erosion in high current, high energy transient arcs », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 22, n° 6, p. 1441-1447, nov. 1986.
- [58] A. Donaldson, « Electrode Erosion Resulting from High Current, High Energy Transient Arcing », Texas Tech University, 1990.
- [59] G. S. Belkin, « Methodology of Calculating Erosion of High Current Contacts During Action of an Electrical Arc », *Trans. Electrichestro*, vol. Vol. 1, n° FSTC-HT-0787-85, p. 61-64, 1972.
- [60] G. S. Belkin, « Dependence of Electrode Erosion on Heat Flux and Duration of Current Flow », *Soviet Physics Technical Physics*, vol. Vol. 15, p. 1167, 1971.
- [61] G. S. Belkin, « Method for the Approximation of Calculating Erosion in Gas Discharges for Computation of Large Pulse Flows », *Fizika Khim. Obrabot. Mat.*, n° No. 1, p. 33-38, 1974.
- [62] F. Attmann, M. Sack, et G. Müller, « Spark gap erosion in Marx generators for electroporation », in *2010 12th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment*, 2010, p. 202-207.
- [63] T. R. Burkes, J. P. Craig, M. O. Hagler, M. Kristiansen, et W. M. Portnoy, « A review of high-power switch technology », *IEEE Transactions on Electron Devices*, vol. 26, n° 10, p. 1401-1411, oct. 1979.
- [64] J. D. Craggs, M. E. Haine, et J. M. Meek, « The development of triggered spark-gaps for high-power modulators », *Journal of the Institution of Electrical Engineers - Part IIIA: Radiolocation*, vol. 93, n° 5, p. 963-976, 1946.
- [65] K. J. R. Wilkinson, « Some developments in high-power modulators for radar », *Journal of the Institution of Electrical Engineers - Part IIIA: Radiolocation*, vol. 93, n° 6, p. 1090-1112, 1946.
- [66] S. J. MacGregor, F. A. Tuema, S. M. Turnbull, et O. Farish, « The influence of polarity on trigatron switching performance », *IEEE Transactions on Plasma Science*, vol. 25, n° 2, p. 118-123, avr. 1997.
- [67] A. S. Husbands et J. B. Higham, « The controlled tripping of high-voltage impulse generators », *Journal of Scientific Instruments*, vol. 28, n° 8, p. 242, 1951.
- [68] R. E. Beverly et R. N. Campbell, « Transverse-flow 50-kV trigatron switch for 100-pps burst-mode operation », *Review of Scientific Instruments*, vol. 67, p. 1593-1597, 1996.

- [69] ABB, « High Power Thyristors ». 2018.
- [70] R. M. Davis, *Power Diode and Thyristor Circuits*. 1986.
- [71] Behlke, « Fast High Voltage Solid-State Switches ». 2018.
- [72] M. Kamal et G. S. Daehn, « A Uniform Pressure Electromagnetic Actuator for Forming Flat Sheets », *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 129, n° 2, p. 369-379, oct. 2006.
- [73] E. Thibaudeau et B. L. Kinsey, « Analytical design and experimental validation of uniform pressure actuator for electromagnetic forming and welding », *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 215, p. 251-263, janv. 2015.
- [74] S. Akbar *et al.*, « Electromagnetic flat sheet forming by spiral type actuator coil », *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 146, n° 1, p. 012054, 2016.
- [75] P. Arumugam, K. ShanmugaSundaram, et N. KamalaKannan, « Experimental Study of Electromagnetic Sheet Metal Forming Process », *Procedia Engineering*, vol. 97, p. 277-290, 2014.
- [76] S. Golovashchenko, « Material Formability and Coil Design in Electromagnetic Forming », *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 16, p. 314-320, 2007.
- [77] R. VanBenthysen, E. Thibaudeau, et B. L. Kinsey, « Effect of specimen planar area on electromagnetic flanging », *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 15, n° 2, p. 194-200, avr. 2013.
- [78] D. J. (Derek J. . Craik, *Magnetism : principles and applications*. Chichester ; New York : Wiley, 1995.
- [79] Demak, « Résine époxy pour les applications électriques ». 27-juill-2018.
- [80] Isotac, « Mat Isolant Isotac ». 12-juill-2018.
- [81] F. W. Grover, *Tables for the calculation of the inductance of circular coils of rectangular cross section*,. Washington: Govt. Print. Off., 1922.
- [82] H. A. Wheeler, « Simple Inductance Formulas for Radio Coils », *Proceedings of the Institute of Radio Engineers*, vol. 16, n° 10, p. 1398-1400, oct. 1928.
- [83] E. B. Rosa et F. W. Grover, « Formulas and tables for the calculation of mutual and self inductance. (Revised.) », *Journal of the Washington Academy of Sciences*, vol. 1, n° 1/2, p. 14-16, 1911.
- [84] ANSYS, « ANSYS ». 10-oct-2018.

- 
- [85] J. C. Martin, « Nanosecond pulse techniques », *Proceedings of the IEEE*, vol. 80, n° 6, p. 934-945, juin 1992.
- [86] X. L. Wang, N. Wu, M. S. Liu, W. B. Dai, Y. H. Yan, et X. Zhao, « Effect of electric current densities on microstructure and mechanical properties of a Cu-Zn alloy », in *8th International Conference on Electromagnetic Processing of Materials*, Cannes, France, 2015.
- [87] Y. Sun, J. Haley, K. N. Kulkarni, M. Aindow, A. Sachdev, et E. Lavernia, « Influence of electric current on microstructure evolution in Ti/Al and Ti/TiAl<sub>3</sub> during spark plasma sintering », *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 648, p. 1097-1103, 2015.
- [88] B. Mouawad *et al.*, « Full Densification of Molybdenum Powders Using Spark Plasma Sintering », *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 43, n° 9, p. 3402-3409, sept. 2012.
- [89] « Deltherm 68890 ». août-2012.
- [90] « Araldite 2011 ». août-2014.
- [91] I. Preece et R. Thomas, « The effects of various stresses on mumetal: 77 percent Ni-14 percent Fe-5 percent Cu-4 percent Mo », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 7, n° 3, p. 554-557, sept. 1971.
- [92] J. M. Makar et B. K. Tanner, « The effect of stresses approaching and exceeding the yield point on the magnetic properties of high strength pearlitic steels », *NDT & E International*, vol. 31, n° 2, p. 117-127, avr. 1998.
- [93] B. D. Cullity, *Introduction to magnetic Materials*. London: Addison-Wesley Publishing Company, 1972.
- [94] U. Aydin *et al.*, « Magneto-mechanical modeling of electrical steel sheets », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 439, p. 82-90, 2017.
- [95] E. Werner, « Einrichtung zur Messung magnetischer Eigenschaften von Blechen bei Wechselstrommagnetisierung », 191015, 1957.
- [96] K. Senda, M. Ishida, K. Sato, M. Komatsubara, et T. Yamaguchi, « Localized Magnetic Properties in Grain-Oriented Silicon Steel Measured by Stylus Probe Method », *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, vol. 117, p. 942-949, 1997.
- [97] K. Senda, M. Ishida, K. Sato, M. Komatsubara, et T. Yamaguchi, « Localized magnetic properties in grain-oriented electrical steel measured by needle probe method », *Electrical Engineering in Japan*, vol. 126, p. 1-11, 1999.
- [98] Yamaguchi, T., Senda, K., Ishida, M., Sato, K., Honda, A., et Yamamoto, T., « Theoretical analysis of localized magnetic flux measurement by needle probe », *J. Phys. IV France*, vol. 08, n° PR2, p. Pr2-717-Pr2-720, 1998.

- [99] G. Krismanić, H. Pfützner, et N. Baumgartinger, « A hand-held sensor for analyses of local distributions of magnetic fields and losses », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 215-216, p. 720-722, 2000.
- [100] G. Loisos et A. J. Moses, « Critical evaluation and limitations of localized flux density measurements in electrical steels », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 37, n° 4, p. 2755-2757, juill. 2001.
- [101] S. Tumanski, *Handbook of Magnetic Measurements*, 1st éd. CRC Press, June 23.
- [102] M. Faraday, *Experimental researches in electricity*, 2<sup>e</sup> éd., vol. 1, 2 vol. Richar and John Edward Taylor, 1838.
- [103] K. Yamazaki et Y. Kato, « Iron Loss Analysis of Interior Permanent Magnet Synchronous Motors by Considering Mechanical Stress and Deformation of Stators and Rotors », *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 50, n° 2, p. 909-912, févr. 2014.
- [104] L. Daniel et O. Hubert, « An equivalent stress for the influence of multiaxial stress on the magnetic behavior », *Journal of Applied Physics*, vol. 105, n° 7, p. 07A313, 2009.
- [105] O. Hubert et L. Daniel, « Energetical and multiscale approaches for the definition of an equivalent stress for magneto-elastic couplings », *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 323, n° 13, p. 1766-1781, 2011.
- [106] C. Hoer et C. Love, « Exact Inductance Equations for Rectangular Conductors With Applications to More Complicated Geometries », vol. 69C, n° 2, 1965.



---