



HAL
open science

Design d'un procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique post-soudage ou fabrication additive

Komlavi Mawuli Senyo

► **To cite this version:**

Komlavi Mawuli Senyo. Design d'un procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique post-soudage ou fabrication additive. Mécanique [physics.med-ph]. INSA de Lyon, 2024. Français. NNT : 2024ISAL0006 . tel-04686822

HAL Id: tel-04686822

<https://theses.hal.science/tel-04686822v1>

Submitted on 4 Sep 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



INSA

N° d'ordre NNT : 2024ISAL0006

THÈSE de DOCTORAT DE L'INSA LYON,
membre de l'université de Lyon

Ecole Doctorale N°ED162
MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE

Spécialité de doctorat :
Génie Mécanique

Soutenue publiquement le 16/01/2024, par :
Komlavi Mawuli SENYO

**Design d'un procédé de mise en compression par impulsions
électromagnétiques post-soudage ou fabrication additive**

Devant le jury composé de :

BAY François	Professeur, Mines Paris - PSL	Rapporteur
RAOELISON Rija Nirina	Maître de Conférences HDR, UTBM	Rapporteur
PONTHOT Jean-Philippe	Professeur, Université de Liège	Président
VIDAL-SALLE Emmanuelle	Professeur, INSA-Lyon	Examineur
NELIAS Daniel	Professeur, INSA Lyon	Directeur
FEULVARCH Eric	Professeur, Ecole Centrale Lyon - ENISE	Co-Directeur
BERGHEAU Jean-Michel	Professeur, Ecole Centrale Lyon - ENISE	Invité
CHAISE Thibaut	Maître de Conférences, INSA Lyon	Invité

Référence : TH1070_SENYO Komlavi Mawuli

L'INSA Lyon a mis en place une procédure de contrôle systématique via un outil de détection de similitudes (logiciel Compilatio). Après le dépôt du manuscrit de thèse, celui-ci est analysé par l'outil. Pour tout taux de similarité supérieur à 10%, le manuscrit est vérifié par l'équipe de FEDORA. Il s'agit notamment d'exclure les auto-citations, à condition qu'elles soient correctement référencées avec citation expresse dans le manuscrit.

Par ce document, il est attesté que ce manuscrit, dans la forme communiquée par la personne doctorante à l'INSA Lyon, satisfait aux exigences de l'Établissement concernant le taux maximal de similitude admissible.

Département FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
ED 206 CHIMIE	CHIMIE DE LYON https://www.edchimie-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage secretariat@edchimie-lyon.fr	M. Stéphane DANIELE C2P2-CPE LYON-UMR 5265 Bâtiment F308, BP 2077 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69616 Villeurbanne directeur@edchimie-lyon.fr
ED 341 E2M2	ÉVOLUTION, ÉCOSYSTÈME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec. : Bénédicte LANZA Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr	Mme Sandrine CHARLES Université Claude Bernard Lyon 1 UFR Biosciences Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 Novembre 1918 69622 Villeurbanne CEDEX e2m2.codir@listes.univ-lyon1.fr
ED 205 EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTÉ http://ediss.universite-lyon.fr Sec. : Bénédicte LANZA Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 secretariat.ediss@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie RICARD-BLUM Laboratoire ICBMS - UMR 5246 CNRS - Université Lyon 1 Bâtiment Raulin - 2ème étage Nord 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69622 Villeurbanne Cedex Tél : +33(0)4 72 44 82 32 sylvie.ricard-blum@univ-lyon1.fr
ED 34 EDML	MATÉRIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Sec. : Yann DE ORDENANA Tél : 04.72.18.62.44 yann.de-ordenana@ec-lyon.fr	M. Stéphane BENAYOUN Ecole Centrale de Lyon Laboratoire LTDS 36 avenue Guy de Collongue 69134 Ecully CEDEX Tél : 04.72.18.64.37 stephane.benayoun@ec-lyon.fr
ED 160 EEA	ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE https://edeea.universite-lyon.fr Sec. : Philomène TRECOURT Bâtiment Direction INSA Lyon Tél : 04.72.43.71.70 secretariat.edeea@insa-lyon.fr	M. Philippe DELACHARTRE INSA LYON Laboratoire CREATIS Bâtiment Blaise Pascal, 7 avenue Jean Capelle 69621 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.72.43.88.63 philippe.delachartre@insa-lyon.fr
ED 512 INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES http://edinfomaths.universite-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage Tél : 04.72.43.80.46 infomaths@univ-lyon1.fr	M. Hamamache KHEDDOUCI Université Claude Bernard Lyon 1 Bât. Nautilus 43, Boulevard du 11 novembre 1918 69 622 Villeurbanne Cedex France Tél : 04.72.44.83.69 direction.infomaths@listes.univ-lyon1.fr
ED 162 MEGA	MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GÉNIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://edmega.universite-lyon.fr Sec. : Philomène TRECOURT Tél : 04.72.43.71.70 Bâtiment Direction INSA Lyon mega@insa-lyon.fr	M. Etienne PARIZET INSA Lyon Laboratoire LVA Bâtiment St. Exupéry 25 bis av. Jean Capelle 69621 Villeurbanne CEDEX etienne.parizet@insa-lyon.fr
ED 483 ScSo	ScSo¹ https://edsciencesociales.universite-lyon.fr Sec. : Mélina FAVETON Tél : 04.78.69.77.79 melina.faveton@univ-lyon2.fr	M. Bruno MILLY (INSA : J.Y. TOUSSAINT) Univ. Lyon 2 Campus Berges du Rhône 18, quai Claude Bernard 69365 LYON CEDEX 07 Bureau BEL 319 bruno.milly@univ-lyon2.fr

Remerciements

À l'aube de la conclusion de cette aventure académique, je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers chacun d'entre vous qui a contribué, de près ou de loin, de manière significative à la réalisation de ma thèse de doctorat.

À mes encadrants, Daniel NELIAS, Thibaut CHAISE, Éric FEULVARCH, Jean-Michel BERGHEAU, je suis reconnaissant de votre guidance éclairée, de votre expertise inestimable, et de votre soutien constant tout au long de ce voyage intellectuel. Votre mentorat a été la boussole qui a guidé mes pas, et je suis honoré d'avoir eu l'opportunité de bénéficier de votre précieuse direction.

À Daniel NELIAS, directeur émérite de ma thèse, je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance pour l'honneur qu'il m'a accordé en me faisant confiance et en me permettant d'explorer les horizons de cette recherche doctorale. Ses conseils éclairés, sa patience infinie et sa bienveillance constante ont créé un environnement propice à mon épanouissement, m'offrant ainsi l'opportunité de mener à bien ce projet ambitieux.

À Éric Feulvarch, co-directeur de ma thèse, et à Jean-Michel BERGHEAU, co-encadrant de ma thèse, avec qui j'ai partagé une part significative de mon parcours doctoral, c'est avec une sincérité profonde que je tiens à exprimer mes plus vifs remerciements. Les nombreuses heures passées à échanger et à discuter ont constitué une source inestimable d'enrichissement intellectuel. Vos conseils éclairés et la qualité de nos discussions ont été des catalyseurs essentiels pour surmonter les défis rencontrés au fil de mes recherches. J'exprime ma gratitude profonde pour votre contribution exceptionnelle à cette thèse. Votre présence a été un facteur déterminant dans la réussite de ce projet, et je suis honoré d'avoir eu le privilège de bénéficier de votre expertise et de votre générosité.

À Thibaut Chaise, co-encadrant de ma thèse, je tiens à exprimer ma profonde gratitude. Son encadrement exceptionnel et son soutien constant ont été des piliers essentiels tout au long de mon parcours académique. Les discussions enrichissantes que nous avons eues ont constitué le terreau fertile d'idées novatrices, permettant de surmonter avec succès les obstacles rencontrés au cours de cette recherche. La présence rassurante de Thibaut a été un phare dans les moments de doute, et je lui suis reconnaissant pour sa disponibilité et son investissement tout au long de ce parcours. Ses contributions significatives ont largement contribué à l'enrichissement de mes compétences et à la réalisation de cette thèse. Je tiens à souligner son engagement indéfectible, qui restera gravé dans ma mémoire comme une source d'inspiration et de gratitude. Je suis reconnaissant d'avoir eu la chance de collaborer avec une personne aussi exceptionnelle. Merci infiniment, Thibaut, d'avoir joué un rôle déterminant dans la réussite de cette aventure académique.

Aux membres du jury, PONTHOT Jean-Philippe (Président du jury), VIDAL-SALLE Emmanuelle (Examinatrice), BAY François (Rapporteur), RAOELISON Nirina Rija (Rapporteur), je tiens à exprimer ma sincère reconnaissance pour l'investissement de votre temps et de votre expertise dans l'évaluation de ma thèse. Vos commentaires constructifs et votre engagement envers l'excellence ont grandement contribué à l'amélioration de mon travail.

À ma très chère Ama Joëlie HADJRA, par ta présence constante, ton encouragement

infaillible et ton investissement généreux dans la relecture de ce document, tu as été une alliée précieuse dans cette quête intellectuelle. Ta contribution va bien au-delà des mots, et il est difficile de traduire en expressions la profondeur de ma reconnaissance. Tes conseils avisés, ton enthousiasme et ta compréhension des enjeux ont été des atouts majeurs, et je tiens à t'exprimer toute ma gratitude pour ta bienveillance et ton engagement sans faille. C'est avec une sincérité profonde que je te remercie pour avoir été une part essentielle de cette réussite.

À ma famille bien-aimée, véritable ancrage de mon existence, Je souhaite exprimer ma profonde gratitude envers les piliers inébranlables qui ont guidé chacun de mes pas et illuminé chaque étape de ma vie. À mon père exceptionnel, SENYO Kokou Edem, dont la sagesse et la force ont tracé la voie devant moi, à ma mère, Tonou Ami, source infinie d'amour et de bienveillance, à mes frères SENYO Yaovi Edudzi et SENYO Komlantsè, ainsi qu'à ma sœur SENYO Afito, dont les rires et le soutien indéfectible ont été des boussoles essentielles dans cette traversée. Chaque instant de ma vie a été façonné par l'amour inconditionnel, les sacrifices silencieux et l'encouragement constant de cette famille extraordinaire. Votre présence a été mon réconfort, votre amour, ma force, et vos sacrifices, ma lumière dans les moments sombres. Dans ce voyage de la vie, je tiens également à exprimer une reconnaissance particulière à ma tante bien-aimée, Tonou Akou. Ton soutien sans faille, ta gentillesse et ta présence bienveillante ont ajouté une dimension précieuse à ma vie. Ta générosité d'esprit a enrichi mon parcours, et je suis profondément reconnaissant de pouvoir compter sur toi.

À mes collègues de laboratoire, dont la collaboration fructueuse a créé un environnement stimulant et enrichissant, je vous suis reconnaissant pour les échanges constructifs et l'esprit d'équipe qui ont marqué ces années de recherche.

À Loup PLANTEVIN, avec qui j'ai navigué les eaux tumultueuses du procédé EMP, je témoigne de ma reconnaissance pour notre collaboration fructueuse et les échanges stimulants qui ont marqué nos travaux.

À Mesdames Isabelle PLETTO, Isabelle COMBY et Carine Bruscella, dont l'assistance dans les démarches administratives a allégé le fardeau logistique, je présente mes sincères remerciements.

Je ne peux pas conclure sans exprimer ma sincère gratitude envers mes amis de longue date, Emile TEWUIA, Ablam MASSA, Abdoul NABARA, Akla-Essoh Claude KOROLAKINA, Apou Martial KPEMOU, Koffi Samuel KOULEKPA et toutes les autres personnes qui ont joué un rôle crucial dans cette aventure académique. Que chacun trouve dans ces mots mes remerciements les plus chaleureux pour leur précieuse contribution à la réalisation de ma thèse de doctorat.

Enfin, je rends grâce à Dieu pour m'avoir soutenu et donné la force nécessaire tout au long de ces années de thèse. Ma reconnaissance envers le Divin est infinie, et je suis reconnaissant pour la guidance spirituelle qui a éclairé mon chemin.

C'est avec une profonde gratitude que je clôture ce chapitre de ma vie académique, portant avec moi les leçons apprises, les souvenirs partagés, et la certitude que cette thèse n'est pas simplement la mienne, mais le fruit d'un effort collectif. Merci à chacun d'entre vous pour avoir été une partie essentielle de cette expérience inoubliable.

Résumé

La mise en compression des pièces est une technique utilisée pour augmenter la durée de vie des pièces. Elle consiste à introduire des déformations plastiques dans les couches superficielles de la pièce cible. Il s'en suit de l'introduction de contraintes résiduelles de compression après relâchement des couches en traction. Pour arriver à introduire des déformations plastiques dans les pièces, plusieurs procédés ont été mis au point. On distingue entre autres le grenailage de précontrainte, la mise en compression par choc laser, la mise en compression par jet d'eau. Ces procédés bien que permettant d'atteindre l'objectif de déformation plastique des sous couches et d'introduction de contrainte résiduelle de compression, ils ont néanmoins quelques limitations et inconvénients. Parmi ces limitations, on peut citer la modification de l'état de surface engendrée, des profondeurs traitées faibles, des difficultés de mise en œuvre et de contrôles ainsi que la contamination des milieux sensibles, etc. Des études sont menées sur de nouveaux procédés pouvant permettre d'avoir des mêmes résultats voire meilleurs que les procédés précités tout en évitant leur inconvénients et limitations. Le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques se classe dans ces nouveaux procédés. Il consiste en la génération d'un puissant champ électromagnétique dans une pièce conductrice de courant. Ce champ favorise la génération des forces de Laplace dans la pièce. Ces forces déforment plastiquement le matériau et par là introduisent des contraintes résiduelles de compression dans la pièce. La modélisation et la simulation du procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques fait l'objet de cette thèse. La littérature est quasiment vierge en ce qui concerne ce procédé mise à part quelque travaux de modélisation 2D axisymétrique. En se basant sur ces travaux, un modèle 2D couplé électromagnétique, mécanique a été mise en place pour simuler le procédé. Dans un premier temps, le modèle a permis de confirmer la possibilité de mise en compression des pièces et l'influence de certains paramètres clés du procédé. Il a été utilisé également pour faire une étude de la tenue mécanique de l'inducteur, élément indispensable du procédé. Et enfin une approche de modélisation 3D mécanique du procédé se basant sur les calculs 2D électromagnétique a été présentée et utilisée pour faire une simulation multi-impacts du procédé en vue d'une étude de recouvrement des contraintes dans la pièce traitée.

Mots clés : Traitement de surface, grenailage, impulsions électromagnétiques, contraintes résiduelles, couplage électromagnétique-mécanique, couplage multiphysique.

Abstract

The compression of parts is a technique used to increase the lifespan of components. It involves introducing plastic deformations into the superficial layers of the target component, followed by the introduction of residual compressive stress after the release of the tensile layers. To achieve plastic deformations in parts, several processes have been developed. These include pre-stress shot peening, compression by laser shock, and compression by water jet. While these processes achieve the goal of plastic deformation of sub-layers and the introduction of residual compressive stress, they have some limitations and drawbacks. Among these limitations are surface state alterations, shallow treated depths, implementation and control difficulties, and contamination of sensitive environments, etc. Studies are being conducted on new processes that can achieve the same or even better results as the aforementioned processes while avoiding their disadvantages and limitations. The electromagnetic pulse compression process falls into these new processes. It involves generating a powerful electromagnetic field in a current-conducting piece. This field promotes the generation of Laplace forces in the piece. These forces plasticize the material and thereby introduce residual compressive stresses into the component. The modeling and simulation of the electromagnetic pulse compression process are the subject of this thesis. The literature is almost devoid of information regarding this process, apart from some 2D axisymmetric modeling work. Based on this work, a coupled 2D electromagnetic and mechanical model was developed to simulate the process. Initially, the model confirmed the possibility of compressing parts and the influence of certain key parameters of the process. It was also used to study the mechanical performance of the inductor, an essential component of the process. Finally, a 3D mechanical modeling approach of the process based on 2D electromagnetic calculations was presented and used for a multi-impact simulation of the process to study the stress overlap in the treated component.

Keywords : Surface treatment, shot peening, electromagnetic pulses, residual stresses, electromagnetic-mechanical coupling, multiphysical coupling.

Table des matières

Remerciements	ii
Résumé	iv
Abstract	v
Table des matières	ix
Table des figures	xiv
Introduction générale	1
1 État de l’art	5
Introduction	7
1 Procédés classiques de mise en compression de surface	7
1.1 Grenailage de précontrainte	9
1.2 Mise en compression par choc laser	13
1.3 Mise en compression par jet d’eau	16
1.3.1 Mise en compression par jet d’eau pur	18
1.3.2 Mise en compression par cavitation	20
1.4 Problèmes et limitations des procédés classiques de mise en compression	28
2 Procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (Procédé EMP)	30
2.1 Mise en forme électromagnétique	32
2.2 Mise en compression par impulsion électromagnétique	33
2.2.1 Principe et avantages du procédé EMP	33
2.2.2 Les caractéristiques électriques du dispositif EMP	35

2.3	Les différentes approches de couplage des phénomènes physiques dans le procédé EMP et dans le procédé EMF	36
2.3.1	Approche non-couplée	37
2.3.2	Approche couplée	38
	Conclusion	41
2	Procédé EMP : Modélisation et Simulation 2D axisymétrique	43
	Introduction	46
1	Principes et les caractéristiques électriques du procédé EMP	48
1.1	Principe du procédé EMP	48
1.2	Caractéristiques électriques du dispositif EMP	49
1.2.1	Détermination du courant traversant le circuit	49
1.2.2	Détermination de l'inductance de l'inducteur	50
1.3	Profil temporel du courant électrique dans l'inducteur	51
2	Modélisation du procédé EMP : Couplage électromagnétique mécanique	52
2.1	Méthodologie mise en œuvre	52
2.2	Modèle électromagnétique	56
2.2.1	Couplage éléments finis et éléments de frontière	59
2.3	Modèle mécanique	59
2.4	Validation du Modèle électromagnétique et du couplage électromagnétique mécanique	60
3	Application du modèle pour simuler le procédé sur une plaque massive et un barreau cylindrique.	63
3.1	Matériau d'étude	63
3.2	Les paramètres électriques utilisés dans les simulations et géométrie du modèle	64
3.3	simulation d'une plaque massive	66
3.3.1	Maillage du modèle	68
3.3.2	Plan de simulation	68
3.3.3	Résultats et discussion	69
3.3.4	Etude paramétrique sur le procédé EMP	71
3.3.4.1	Variation de l'intensité du courant dans l'inducteur	71
3.3.4.2	Variation de la conductivité électrique	75
3.3.4.3	Variation de la limite élastique de la pièce.	75

3.3.4.4	Influence de l'espacement inducteur pièce	78
3.3.5	Conclusion sur les résultats de simulation avec l'inducteur plan en spirale	79
3.3.6	Optimisation de l'inducteur	80
3.3.6.1	Réduction de charge sur l'inducteur	80
3.3.6.2	Assemblage résine inducteur	85
3.4	Simulation d'une pièce cylindrique	85
3.4.1	Plan de Simulation	87
3.4.2	Simulation 2D sur une pièce cylindrique avec variation de l'intensité du courant	88
3.4.3	Simulation 2D multi-impacts sur une pièce cylindrique avec variation de l'intensité du courant par impact	90
3.4.4	Étude paramétrique : variation du rayon de l'inducteur	90
4	Conclusion	96
3	Procédé EMP : Une nouvelle approche de modélisation et de simulation en 3D	97
	Introduction	99
1	Approche de modélisation 3D et de simulation 3D du procédé EMP	99
1.1	Formulation en potentiel magnétique vecteur en 2D axisymétrique	101
1.2	Modélisation 3D mécanique du procédé EMP	101
1.2.1	Résultats électromagnétiques 2D axisymétrique exploités	102
1.2.2	Calcul des forces de Laplace	102
1.2.3	Modèle 3D mécanique	103
2	Simulation d'une impulsion de courant	103
2.1	Maillage de la pièce	104
2.2	Résultats de Simulation 2D axisymétrique	104
2.3	Résultats de Simulation 3D Mécanique	105
3	Simulation de plusieurs impulsions de courant (multi-impacts)	107
3.1	Plan de simulation multi-impacts	107
3.2	Etude de recouvrement : simulation de 15 impulsions	110
	Conclusion	112
	Conclusions et perspectives	115

A	Modélisation et résolution des problèmes électromagnétiques par éléments finis	118
1	Induction électromagnétique	119
2	Formulation du problème magnétodynamique	122
3	Couplage éléments finis et éléments de frontière	126
	Bibliographie	133

Table des figures

1	Les différents types d'inducteur	4
1.1	Schéma du principe de la mise en compression de surface et du principe de déformation des plaquettes minces.	8
1.2	Schéma de la mise en compression par grenailage (impact d'une bille)	9
1.3	Principe du grenailage ultrasonore.	10
1.4	Comparaison de l'état de surface obtenu par l'Ultrasonic Shot Peening et le grenailage conventionnel.	11
1.5	Courbe de saturation de l'éprouvette Almen.	12
1.6	Les paramètres du grenailage de précontrainte et leur influence sur le profil de contrainte résiduelle.	13
1.7	Principe du choc laser avec du plasma confiné.	14
1.8	Profils temporels de la densité de puissance laser et de la pression sur la surface.	16
1.9	Pression d'impact en fonction de l'intensité du laser.	16
1.10	Contraintes résiduelles obtenues par simulation du choc laser sur un acier C75 en fonction de la pression d'impact au niveau du centre d'impact.	17
1.11	Contraintes résiduelles obtenues expérimentalement et par simulation pour un alliage Ti-6Al-4V en fonction de la pression d'impact.	17
1.12	Effet de la répétition d'impacts sur les contraintes résiduelles sur l'acier C75.	17
1.13	Contraintes résiduelles mesurées expérimentalement en fonction du nombre de tirs.	17
1.14	Principe et principaux paramètres mise jeu dans la mise en compression par jet d'eau sous pression.	18
1.15	Structure du jet d'eau dans l'air.	19
1.16	Effets des paramètres de la mise en compression par jet d'eau pur sur les contraintes résiduelles à la surface du matériau.	20

1.17	Diagramme de changement d'état.	21
1.18	Mécanisme d'impact en cavitation peening	22
1.19	Dispositif pour la mise en compression par cavitation dans l'eau.	24
1.20	Dispositif pour la mise en compression par cavitation dans l'air.	24
1.21	Evolution de la rugosité représentée en fonction du temps de traitement.	24
1.22	Evolution de la contraintes résiduelles superficielles en fonction du temps de traitement.	24
1.23	Effet de la pression du faible jet et de la distance de tir sur la performance du jet.	25
1.24	Comparaison des résultats des traitements par jets de cavitation dans l'eau (CJW) et dans l'air (CJA).	26
1.25	Effet de l'angle d'incidence sur la pression d'impact et les contraintes résiduelles issues du WCP.	27
1.26	Comparaison entre le WCP et le grenailage : profils de contraintes résiduelles et tenue en fatigue.	27
1.27	Mise en évidence de l'apparition d'une couche de fer polluant la surface de l'alliage AA7150 due au grenaille utilisé lors du grenailage [49]	30
1.28	Différents type de mise en forme électromagnétique.	32
1.29	Schéma de principe du dispositif de la mise en compression par impulsion électromagnétique.	34
1.30	Prototype du dispositif EMP	35
1.31	Paramètres (a) et distribution radiale (b) de la pression magnétique sur une plaque.	37
1.32	Effet de la déformation (a) et de la vitesse de déplacement (b) de la plaque sur la force magnétique axiale	39
1.33	Comparaison des résultats numériques et expérimentales du champ magnétique (a) et de la déflexion (b) d'une plaque lors de la mise en forme électromagnétique [65].	40
1.34	Modélisation 3D de la mise en forme d'une plaque mince	41
2.1	Géométrie d'inducteur et de pièce dans les simulation	46
2.2	Coupe d'un inducteur à une spire rectangulaire.	52
2.3	Profil réel du courant et profil utilisé dans la simulation	53

2.4	Méthodologie du couplage électromagnétisme-mécaniques pour la modélisation du procédé EMP.	55
2.5	Comparaison de la distribution radiale de la composante radiale de l'induction magnétique B_r obtenus par simulation de Sonde <i>et al.</i> avec ceux expérimentaux et numériques de Takatsu <i>et al.</i>	62
2.6	Comparaison du déplacement vertical du disque en fonction du temps obtenus par simulation de Sonde <i>et al.</i> avec ceux expérimentaux et numériques de Takatsu <i>et al.</i>	62
2.7	Loi de comportement de l'alliage d'aluminium 6061.	65
2.8	Profil du courant dans l'inducteur pour un courant max de 100 kA avec une pseudo-fréquence de 27 kHz	65
2.9	Géométrie du modèle pour un inducteur plan à 3 spires	68
2.10	Maillage de la géométrie du modèle montrant les 3 spires et une partie de la pièce	69
2.11	Représentation schématique détaillée de la géométrie du modèle	70
2.12	Résultat de simulation montrant le profil de déformation (2.12a) et de contrainte résiduelle (2.12b) dans la pièce ainsi que la distribution de la déformation plastique (2.12c) et des contraintes résiduelles (MPa) (2.12d) sur l'AA6061-T0 pour un courant maximal de 100 kA.	72
2.13	Résultat de simulation montrant le profil de déformation (2.13a) et de contrainte résiduelle (2.13b) dans la pièce ainsi que la distribution de la déformation plastique (2.13c) et des contraintes résiduelles (MPa) (2.13d) sur l'AA6061-T6 pour un courant maximal de 180 kA.	73
2.14	Profil (2.14a) et (2.14b) de déformation plastique cumulée et (2.14c) et (2.14d) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce respectivement de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 et T6 pour plusieurs niveaux de courant.	74
2.15	Profil (2.15a) et (2.15b) de déformation plastique cumulée et (2.15c) et (2.15d) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce respectivement de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 et T6 pour plusieurs conductivités électriques	76
2.16	Comportement du matériau (2.16a) et Profil (2.16b) de déformation plastique cumulée et (2.16c) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 avec variation de la limite élastique proportionnellement à la limite élastique réelle.	77

2.17 Profil (2.17a) de déformation plastique cumulée et (2.17b) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T6 avec variation de l'espace entre inducteur et pièce	78
2.18 Vue d'ensemble du prototype du dispositif EMP comme présenté par Chazottes-Leconte <i>et al.</i>	81
2.19 Inducteur utilisé pour les essais expérimentaux.	82
2.20 Inducteur après utilisation.	82
2.21 Tomographie à rayons X de la résine juste au dessus de l'inducteur et localisation de la fissure par rapport au spires.	83
2.22 Profil de contraintes de Von Mises (en Pa) dans la résine, la pièce et l'inducteur montrant la zone de forte sollicitation.	83
2.23 Évolution de la force dans la pièce et dans l'inducteur pour différents hauteur de chanfrein	84
2.24 Forme de l'inducteur et évolution des forces dans l'inducteur et la pièces en fonction de la forme de l'inducteur	84
2.25 Géométrie (2.25a) et maillage (2.25b) du modèle pour un inducteur cylindrique à une spire	86
2.26 Déformation plastique cumulée en fonction de l'intensité du courant maximal dans l'inducteur	89
2.27 Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (Pa) dans la pièce en fonction de l'intensité du courant maximal dans l'inducteur	89
2.28 Plan de simulation multi-impacts avec variation de l'intensité du courant maximal	90
2.29 Comparaison de déformation principale maximale en surface de l'éprouvette cylindrique de rayon 5mm après 11 tirs EMP espacés de 2mm chacun, suivi d'un chargement uniaxial avec un déplacement imposé de 8mm, obtenue expérimentalement et numériquement.	91
2.30 Variation de la déformation plastique en fonction de la modification du rayon de la pièce et de l'inducteur pour un courant de 120 kA (la profondeur 0 mm correspond à la surface de la pièce).	92
2.31 Déformation plastique pour $R_p = 10$ mm	94
2.32 Déformation plastique pour $R_p = 30$ mm	94
2.33 Déformation plastique pour $R_p = 50$ mm	94
2.34 Déformation plastique pour $R_p = 100$ mm	94

2.35	Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 10$ mm	95
2.36	Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 30$ mm	95
2.37	Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 50$ mm	95
2.38	Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 100$ mm	95
3.1	Maillage de la pièce 3D montrant la zone d'intérêt.	104
3.2	Distribution (3.2a) de déformation plastique cumulée et (3.2b) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 pour un courant maximal de 100 kA.	105
3.3	Distribution de la déformation plastique en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 2 mm	106
3.4	Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (MPa) en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 2 mm	106
3.5	Distribution de la déformation plastique en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 1 mm	107
3.6	Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (MPa) en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 1 mm	107
3.7	Contrainte moyenne (3.7a) et de (3.7b) Von Mises résiduelle à la surface de la pièce	108
3.8	Contrainte moyenne résiduelle (MPa) 3.8a) à 1 mm de la surface et 3.8b) en profondeur de la pièce	109
3.9	Contrainte moyenne résiduelle après deux impacts	109
3.10	Technique de déplacement de l'inducteur pour les deux impacts	110
3.11	Motif de la trajectoire des impacts pour 15 impulsions	111
3.12	Distribution de la contrainte moyenne résiduelle en fonction du pas de déplacement de l'inducteur	112
3.13	Distribution de la contrainte moyenne résiduelle en fonction du pas de décalage de l'inducteur	113
3.14	Evolution de la contrainte moyenne résiduelle suivant l'axe de tracer (Figure 3.11) à 1.8 mm sous la surface de la pièce pour les pas de décalage 3.14a) de 7.5 et 15 mm et 3.14b) de 22.5 mm et 30 mm.	113

Introduction générale

L'une des problématiques les plus cruciales dans divers secteurs industriels concerne la durabilité des composants. C'est pourquoi la thématique de la durée de vie des pièces occupe une place de premier plan au sein des départements de Recherche et Développement (R&D) de ces entreprises, en particulier dans celles spécialisées dans la fabrication ou la réparation de pièces mécaniques. En effet, ces procédés génèrent des contraintes résiduelles qui exercent une influence significative sur la résistance à la fatigue et, par conséquent, sur la durée de vie de ces pièces. Diverses approches ont été mises en œuvre pour prolonger la durée de vie des pièces mécaniques. Dans le cas des composants mécaniques, l'application de contraintes de compression en surface est l'une des méthodes les plus couramment employées à cette fin. Cette technique consiste à induire des contraintes résiduelles de compression dans les couches superficielles des pièces. Ce phénomène se traduit par une augmentation de la valeur critique des contraintes de traction subies par les pièces en service.

Les contraintes résiduelles, dans le contexte des pièces mécaniques, désignent les contraintes subsistantes lorsque ces pièces ne subissent aucune charge externe. Ces contraintes peuvent avoir diverses origines, notamment des effets thermiques, mécaniques et des transformations de phases métallurgiques pendant les étapes de fabrication. Elles peuvent être classées en deux catégories principales : les contraintes résiduelles de traction et les contraintes résiduelles de compression. Les contraintes résiduelles de compression sont bénéfiques pour les pièces mécaniques, car elles augmentent la valeur critique des contraintes de traction qu'elles peuvent supporter en service, ce qui prolonge leur durée de vie. En revanche, les contraintes résiduelles de traction peuvent avoir un impact négatif sur la durée de vie des pièces mécaniques. En effet, elles favorisent l'amorçage et la propagation de fissures dans les couches superficielles des pièces, ce qui réduit leur résistance à la fatigue et, par conséquent, leur durée de vie. Par conséquent, réduire ou éliminer les contraintes résiduelles de traction dans les pièces mécaniques permet de prévenir le phénomène de fissuration et d'améliorer leur résistance à la fatigue. Conscients des effets préjudiciables des contraintes résiduelles de traction et des avantages des contraintes de compression, des procédés de traitement de surface mécanique

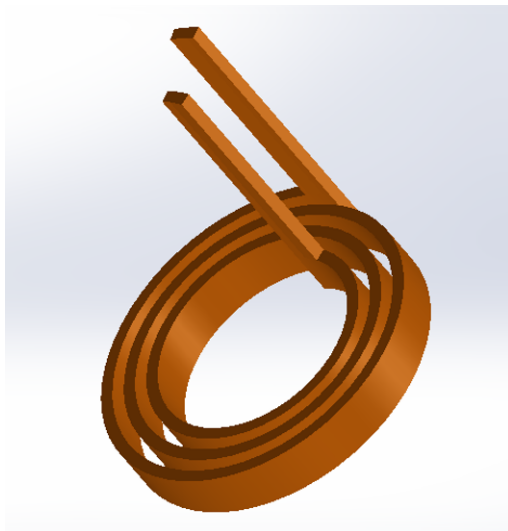
ont été développés pour introduire des contraintes résiduelles de compression dans les pièces mécaniques.

Il existe plusieurs méthodes visant à atteindre l'objectif de mise en compression de surface. Le procédé le plus connu est le grenailage conventionnel [1], ainsi que ses dérivés, tels que le billage ultrasonore [2]. Parmi ces techniques, on peut également citer le galetage, les traitements de surface par choc laser [3] et les traitements de surface par jet d'eau [4], [5]. En raison de l'importance de la mise en compression des matériaux pour l'industrie, ces méthodes ont fait l'objet de nombreuses études expérimentales et numériques. Chaque méthode présente des avantages spécifiques, tels qu'une profondeur traitée relativement importante pour le choc laser. Cependant, elles sont également assorties de certaines limitations et inconvénients. Par exemple, le grenailage conventionnel entraîne une modification significative de l'état de surface, tandis que les profondeurs traitées sont limitées (inférieures à un millimètre). On peut également mentionner des problèmes de contrôle du procédé, de reproductibilité et de contamination de l'environnement de travail. Face à ces limitations et inconvénients, des recherches sont en cours pour développer de nouvelles méthodes visant à pallier ces problématiques. L'objectif est de mettre au point des procédés de mise en compression capables d'obtenir des résultats équivalents, voire supérieurs, à ceux des méthodes actuelles. Le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (procédé EMP) abordé dans cette thèse s'inscrit dans ce contexte. Il s'agit d'une méthode innovante visant à surmonter les limitations des procédés conventionnels mentionnés précédemment. Ce procédé repose sur le phénomène d'induction électromagnétique pour générer d'importantes forces de Laplace dans les matériaux, en vue de les déformer de manière plastique. Par conséquent, cela engendre l'introduction de contraintes résiduelles de compression dans les matériaux des pièces mécaniques traitées.

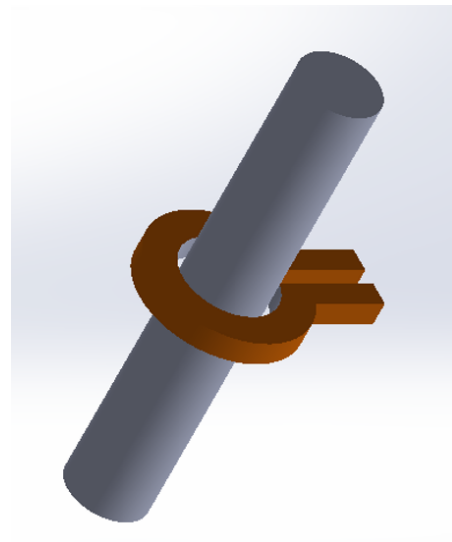
La littérature est quasiment vierge en ce qui concerne la mise en compression par impulsion électromagnétique. Toutefois, on y retrouve un brevet [6] qui pose les principes du procédé, ainsi que deux travaux de thèse portant respectivement sur la modélisation du procédé [7] et la conception d'un dispositif pour le procédé [8]. Ces deux travaux ont démontré la faisabilité du procédé et ont permis la mise en place d'un dispositif pour effectuer des tests expérimentaux. Les premières campagnes d'essais sur le dispositif ont permis de mettre en évidence des points critiques du procédé, notamment la tenue mécanique de l'inducteur. Pour cela, cette thèse a été initiée avec un double objectif : d'une part, mettre en place un modèle de prédiction des contraintes résiduelles à l'issue du pro-

cedé, et d'autre part, grâce à ce modèle, étudier le comportement de l'inducteur au cours du procédé. En parallèle à cette thèse qui se concentre sur la modélisation et la simulation du procédé, une thèse menée par Loup PLANTEVIN se penche sur l'amélioration du dispositif expérimental. L'objectif étant, à terme, de réaliser une étude comparative entre les résultats expérimentaux et numériques.

Dans la suite de ce document, l'étude numérique du procédé EMP sera présentée. Dans le premier chapitre, une revue de la littérature concernant les différents procédés de mise en compression mentionnés précédemment dans ce document sera présentée. Cette étape vise à situer le procédé EMP par rapport aux techniques existantes. Une partie du chapitre abordera la modélisation du procédé, notamment les physiques du procédé et leur couplage entre eux. Ensuite, dans le deuxième chapitre, le modèle de simulation mis en place sera présenté. Ce modèle sera utilisé pour simuler le procédé dans deux cas de figure. Le premier cas consiste en la simulation de la mise en compression d'une plaque massive avec un inducteur plan en spirale (voir Figure 1a). Cette simulation permettra, d'une part, de prédire les contraintes résiduelles à l'issue du procédé, et d'autre part, d'étudier la tenue mécanique de l'inducteur. Il convient de noter que ce type d'inducteur a été utilisé dans les premiers travaux de thèse mentionnés. La deuxième série de simulations concerne un inducteur de type cylindrique (voir Figure 1b), visant à proposer un nouveau type d'inducteur pour le procédé. En raison de la forme des inducteurs, une configuration axisymétrique a été adoptée pour les premières simulations. Toutefois, lorsque l'inducteur doit être déplacé pour traiter la totalité de la surface de la pièce, la configuration axisymétrique n'est plus valable. Ainsi, dans le dernier chapitre du document, une méthode de modélisation 3D du procédé EMP sera présentée, avant de conclure en résumant l'ensemble des travaux réalisés dans le cadre de cette thèse et en évoquant les perspectives pour de futurs travaux.



(a) Inducteur plan en spirale



(b) Inducteur cylindrique

FIGURE 1 – Les différents types d'inducteur : (1a) inducteur plan en spirale, (1b) inducteur cylindrique autour d'une pièce cylindrique.

Chapitre 1

État de l'art

Ce premier chapitre, consacré à l'état de l'art sur les procédés de mise en compression, jette les fondations des études entreprises au cours de cette thèse. Dans un premier temps, plusieurs méthodes parmi les plus reconnues dans le domaine du traitement de surface en vue de la mise en compression des pièces sont présentées. Cela inclut notamment le grenailage de précontrainte, la mise en compression par jet d'eau sous pression et la mise en compression par choc laser. Ces procédés sont exposés afin de les situer par rapport au procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques, objet central de cette thèse. Par la suite, la relation entre la mécanique et l'électromagnétisme est abordée, mettant particulièrement l'accent sur le procédé EMP qui fait intervenir ces deux phénomènes.

Sommaire

Introduction	7
1 Procédés classiques de mise en compression de surface	7
1.1 Grenailage de précontrainte	9
1.2 Mise en compression par choc laser	13
1.3 Mise en compression par jet d'eau	16
1.3.1 Mise en compression par jet d'eau pur	18
1.3.2 Mise en compression par cavitation	20
1.4 Problèmes et limitations des procédés classiques de mise en compression	28
2 Procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (Procédé EMP)	30
2.1 Mise en forme électromagnétique	32
2.2 Mise en compression par impulsion électromagnétique	33
2.2.1 Principe et avantages du procédé EMP	33
2.2.2 Les caractéristiques électriques du dispositif EMP	35
2.3 Les différentes approches de couplage des phénomènes physiques dans le procédé EMP et dans le procédé EMF	36
2.3.1 Approche non-couplée	37
2.3.2 Approche couplée	38
Conclusion	41

Introduction

Pour introduire des contraintes résiduelles de compression dans les pièces mécaniques, on utilise généralement des procédés de mise en compression. Ces contraintes résiduelles de compression, une fois introduites dans les pièces mécaniques, permettent d'augmenter leur durée de vie en inhibant l'initiation et la propagation des fissures dans ces pièces. En effet, le gradient de contrainte entre la surface et la profondeur contribue à réduire le risque d'amorçage des fissures [9].

Parmi les procédés couramment utilisés dans l'industrie, le grenailage de précontrainte occupe une place prépondérante. En plus du grenailage de précontrainte, d'autres procédés de mise en compression sont également employés, tels que la mise en compression par choc laser et la mise en compression par jet d'eau sous pression etc.

Dans ce chapitre, le phénomène de mise en compression des pièces sera d'abord présenté, suivi d'une revue des procédés de mise en compression mentionnés précédemment. Cette présentation des procédés permettra de situer le procédé EMP (Procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique ou Electro-Magnetic Peening) par rapport aux procédés existants et de souligner l'importance de son étude. Ensuite, un état de l'art plus détaillé sur le procédé EMP sera présenté.

1 Procédés classiques de mise en compression de surface

Les procédés de mise en compression de surface, également connus sous le nom de traitements mécaniques de précontrainte, sont des méthodes visant à améliorer la résistance à la fatigue des pièces mécaniques. L'objectif principal de ces procédés est d'introduire des contraintes résiduelles de compression dans les couches superficielles des pièces traitées. La présence de ces contraintes résiduelles de compression dans les zones les plus sollicitées des pièces retarde l'amorçage et la propagation des fissures, ce qui confère une meilleure résistance à la fatigue à ces pièces. Pour parvenir à introduire des contraintes résiduelles de compression dans une pièce, la principale méthode consiste à induire des déformations plastiques dans la zone d'intérêt, comme le montre la figure (1.1). L'incompatibilité des déformations plastiques en bordure de la zone traitée et en profondeur [10] de la pièce résulte en l'apparition des contraintes résiduelles de compression dans la pièce, en particulier dans la zone de forte déformation plastique. En

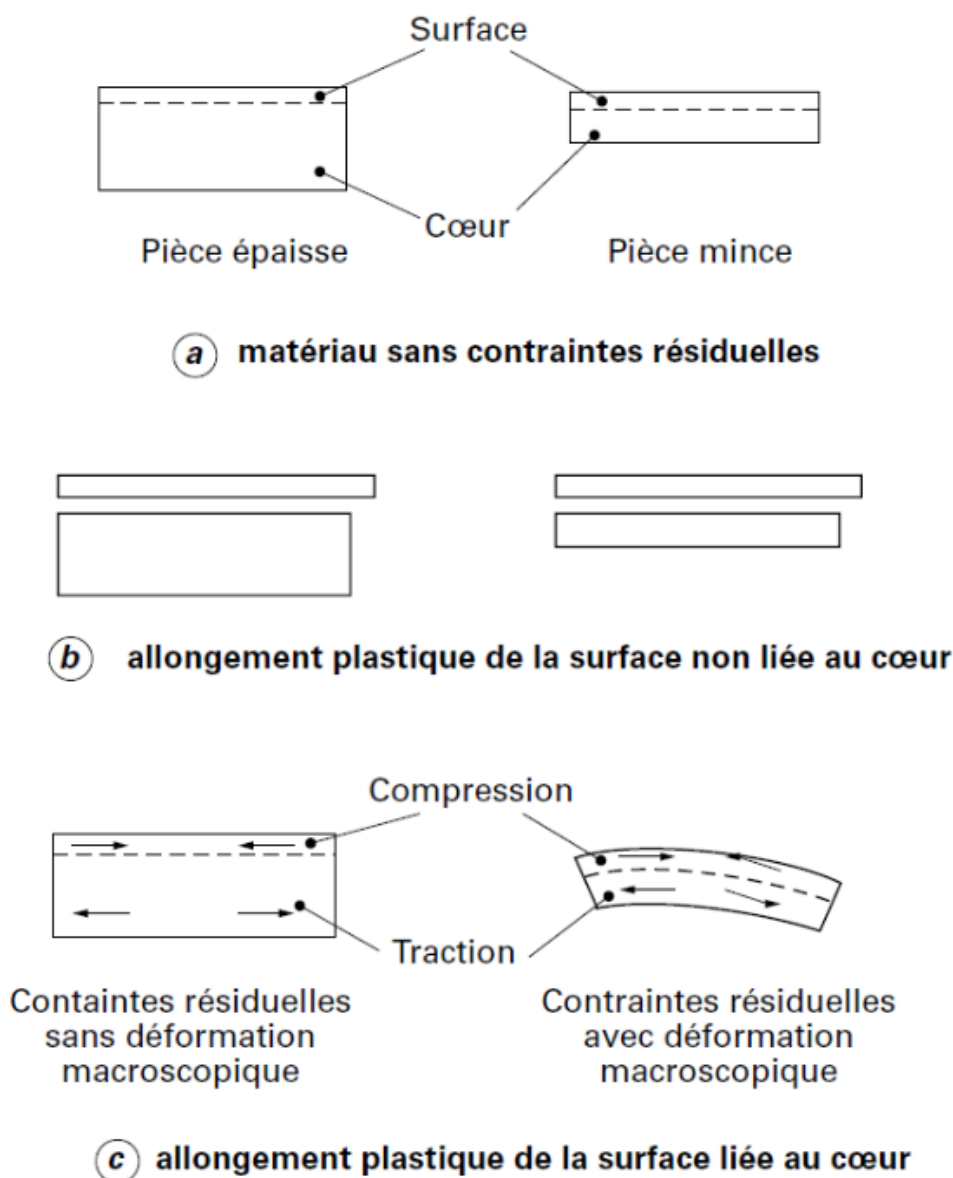


FIGURE 1.1 – Schéma du principe de la mise en compression de surface et du principe de déformation des plaquettes minces [11]

partant de ce principe, différents procédés de mise en compression ont été développés. Le grenailage de précontrainte (sous différentes formes) utilise l'impact des grenailles pour générer des déformations plastiques; la mise en compression par choc laser utilise les ondes de choc pour induire des déformations plastiques, tandis que la mise en compression par jet d'eau crée des déformations plastiques sous l'impact de jets d'eau sous pression.

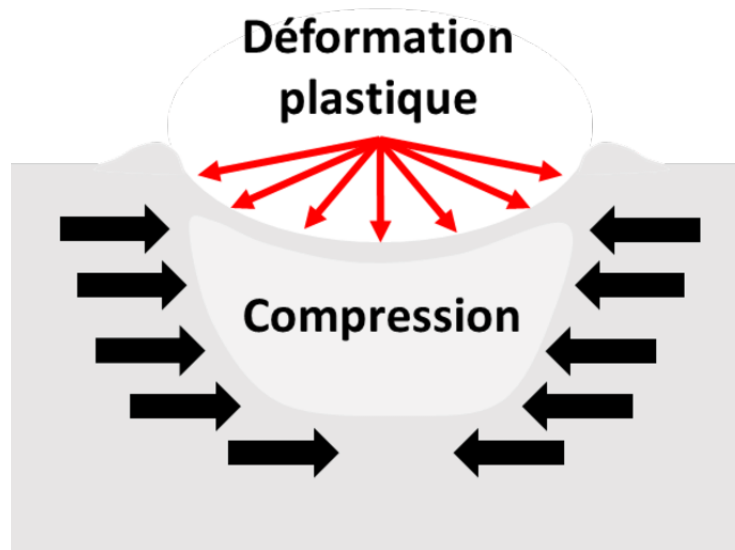


FIGURE 1.2 – Schéma de la mise en compression par grenailage (impact d'une bille)

1.1 Grenailage de précontrainte

Le grenailage de précontrainte (ou shot peening en anglais) est le procédé le plus connu et le plus utilisé dans l'industrie pour la mise en compression de surface. Il s'agit d'un procédé à froid qui implique l'impact de la surface d'une pièce avec des grenailles, généralement sous forme de billes métalliques, de billes en verre ou de billes en céramique. Chaque impact de grenaille laisse une empreinte (ou indentation) à la surface de la pièce, provoquant des déformations plastiques et induisant ainsi des contraintes résiduelles de compression dans la pièce. On peut considérer le grenailage de précontrainte comme une multiplication des impacts de grenailles répartis sur toute la surface de la pièce, ce qui permet de recouvrir l'ensemble de la surface.

Après le traitement de toute la surface de la pièce et l'équilibrage entre les couches présentant des déformations plastiques et les sous-couches présentant des déformations élastiques, les contraintes résiduelles de compression se stabilisent dans la pièce, comme illustré dans la Figure 1.1. La distribution de ces contraintes résiduelles varie en fonction de la profondeur, mais elle est supposée uniforme dans le plan. La Figure 1.2 présente le principe du grenailage de précontrainte.

Il existe deux principaux types de procédés de grenailage en fonction de la technologie de projection utilisée pour les grenailles : le grenailage conventionnel et le billage ultrasonique (ou Ultrasonic Shot Peening en anglais).

Le grenailage conventionnel implique l'utilisation de machines à turbine tournant à grande vitesse (entre 1000 et 3000 tr/min) pour générer des forces centrifuges permettant

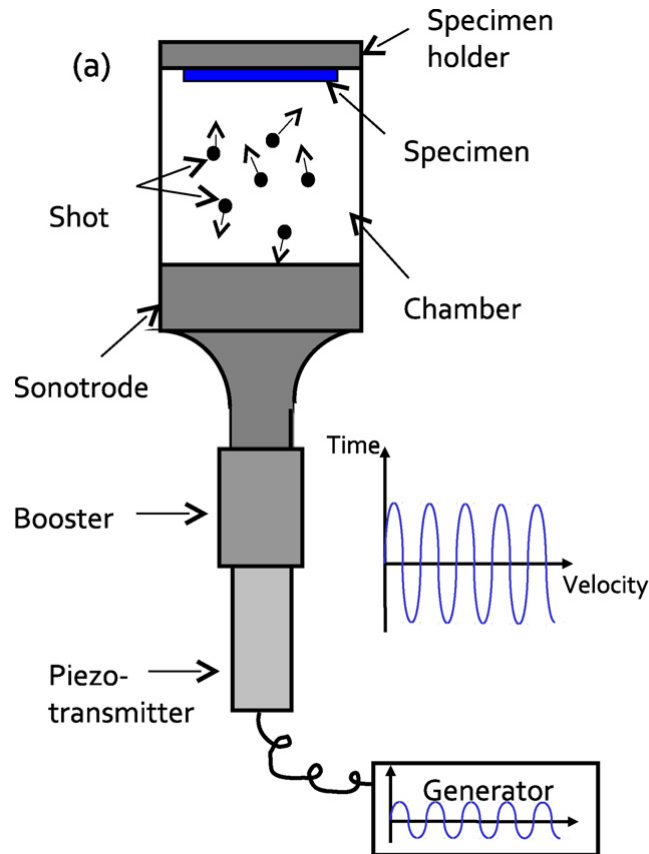


FIGURE 1.3 – Principe du grenailage ultrasonore [2]

la projection des grenailles. Les machines à air comprimé sont également utilisées pour propulser les grenailles. Dans ce processus, des grenailles d'un diamètre compris entre 0,3 et 2 mm sont propulsées à des vitesses pouvant atteindre 100 m/s.

Le billage ultrasonique, quant à lui, utilise une technologie différente pour projeter les grenailles. Il repose sur l'utilisation de sonotrodes soumises à des ultrasons pour propulser les grenailles. Dans ce processus, les billes de quelques millimètres de diamètre sont confinées dans une enceinte étanche. Un signal ultrasonore est généré par un générateur, amplifié, puis transmis à un ensemble piézoélectrique appelé sonotrode. Les billes (grenailles) sont mises en mouvement par contact avec la sonotrode, et leur vitesse peut atteindre 10 m/s. La vitesse dépend de la fréquence de la sonotrode, qui varie généralement entre 20 et 70 kHz, ainsi que de son amplitude de vibration, qui peut aller de 10 à 200 μm . La Figure 1.3 illustre le principe du grenailage ultrasonore.

Comparativement au grenailage conventionnel, dans l'Ultrasonic Shot Peening (USP), les grenailles sont contenues dans une enceinte étanche. Cette caractéristique présente plusieurs avantages, notamment une récupération plus facile des grenailles et une utilisation moindre de grenailles pour un traitement équivalent par rapport au gre-

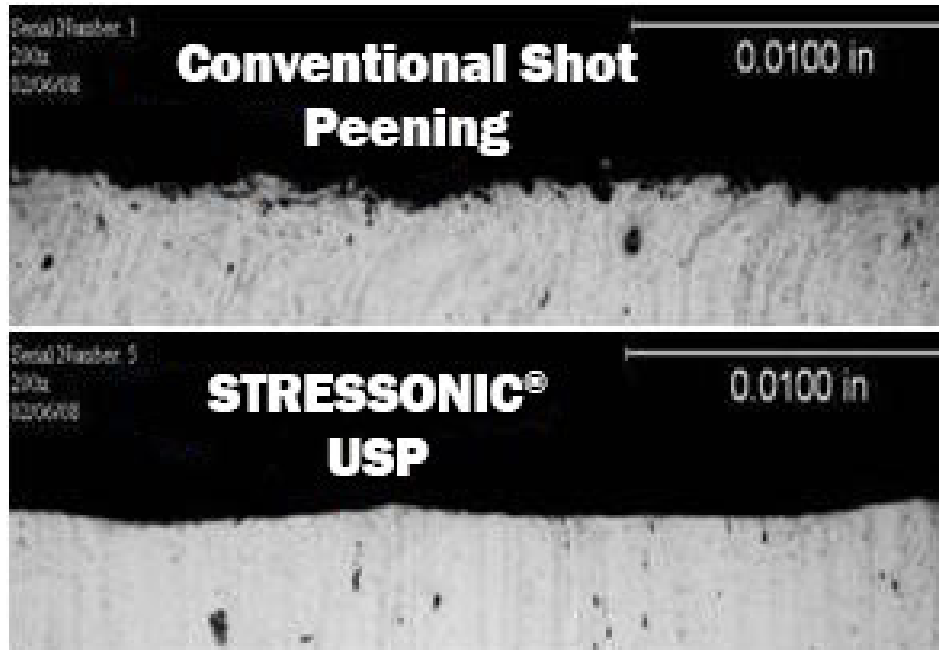


FIGURE 1.4 – Comparaison de l'état de surface obtenu par l'Ultrasonic Shot Peening et le grenailage conventionnel [14]

naillage conventionnel. Un autre avantage de l'USP est qu'il permet d'obtenir un meilleur état de surface (voir Figure 1.4) par rapport au grenailage conventionnel [12]. Plusieurs facteurs contribuent à cette amélioration de l'état de surface, notamment les vitesses de projection des grenailles plus faibles dans l'USP par rapport au grenailage classique. De plus, la taille des billes utilisées dans l'USP est généralement plus grande que celle des billes utilisées dans le grenailage conventionnel [13].

Le grenailage de précontrainte vise à améliorer les performances des pièces traitées afin d'augmenter leur durée de vie. Il est donc essentiel de s'assurer que le niveau de contrainte souhaité est atteint lors de l'opération. Pour ce faire, un système de mesure appelé le système des bandes Almen est utilisé pour évaluer l'intensité du grenailage. Le principe de mesure consiste à utiliser des éprouvettes d'acier à ressort de dimensions normalisées, qui sont placées au même emplacement que la pièce à traiter. Ensuite, l'éprouvette est fixée et soumise à l'impact des grenailles. Après la libération de l'éprouvette, celle-ci se déforme de manière convexe par rapport à la surface traitée (voir Figure 1.1) et cette déformation est proportionnelle à l'intensité du grenailage. La flèche de la déformation de l'éprouvette Almen est mesurée à l'aide d'un comparateur Almen ou d'une jauge Almen. Cette mesure est effectuée pour différents temps d'exposition, ce qui permet de tracer une courbe de saturation. On estime que le temps de saturation est le temps nécessaire pour que le double de ce temps entraîne une augmentation de la flèche Almen inférieure à 10%. L'intensité Almen, également appelée flèche Almen, correspond à la

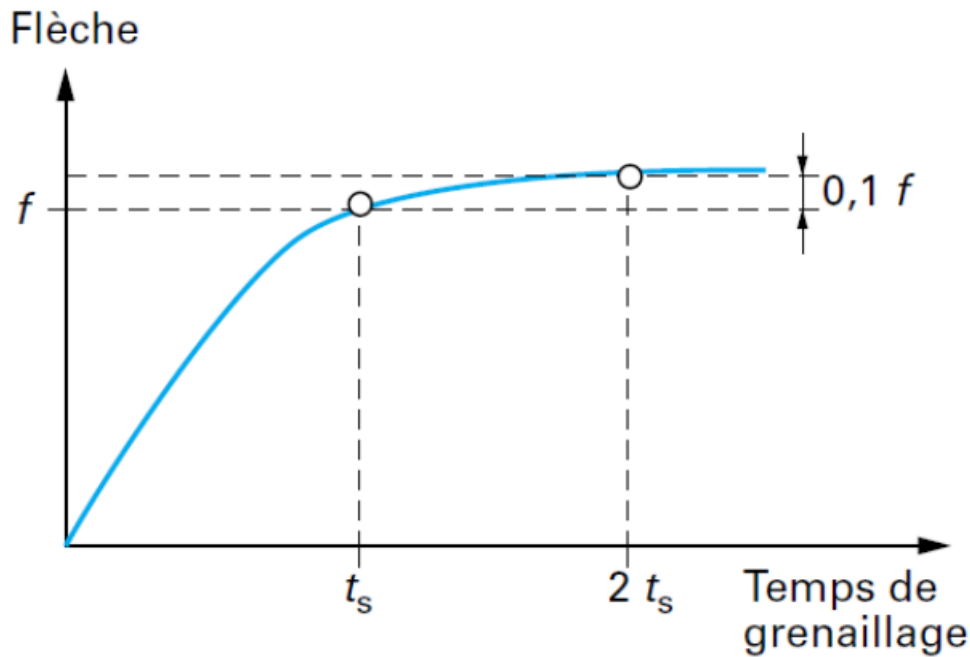


FIGURE 1.5 – Courbe de saturation de l'éprouvette Almen [11]

déformation mesurée au temps de saturation.

Plusieurs paramètres influent sur la performance du grenailage de précontrainte, notamment la vitesse, la dureté et la taille des grenailles, l'angle d'incidence et les propriétés mécaniques du matériau. Le choix des grenailles dépend des caractéristiques mécaniques du matériau de la pièce à traiter. La taille des grenailles ainsi que leur vitesse de projection déterminent l'épaisseur traitée et la profondeur de la compression induite. Le niveau de contrainte résiduelle augmente avec la taille des grenailles et leur vitesse de projection. Dans le grenailage de précontrainte, la profondeur de traitement varie généralement entre 0,05 mm et 1 mm. Le niveau de contrainte résiduelle peut atteindre jusqu'à 80 % de la limite élastique en compression du matériau traité [15]. La contrainte résiduelle de compression introduite dans la pièce varie en fonction de la dureté de la pièce, augmentant avec la dureté du matériau. Le débit de grenaille influe également sur la contrainte résiduelle de compression, avec une augmentation du débit qui entraîne une augmentation de la contrainte résiduelle de compression mais une réduction de la profondeur de traitement [16]. La Figure (1.6) résume l'influence de ces propriétés observées.

L'impact des grenailles à la surface du matériau génère des empreintes, entraînant ainsi une modification de l'état de surface du matériau à la fin de l'opération de grenailage. Cette modification de l'état de surface dépend des différents paramètres régissant le procédé. Lorsqu'il est réalisé dans des conditions optimales, les avantages du gre-

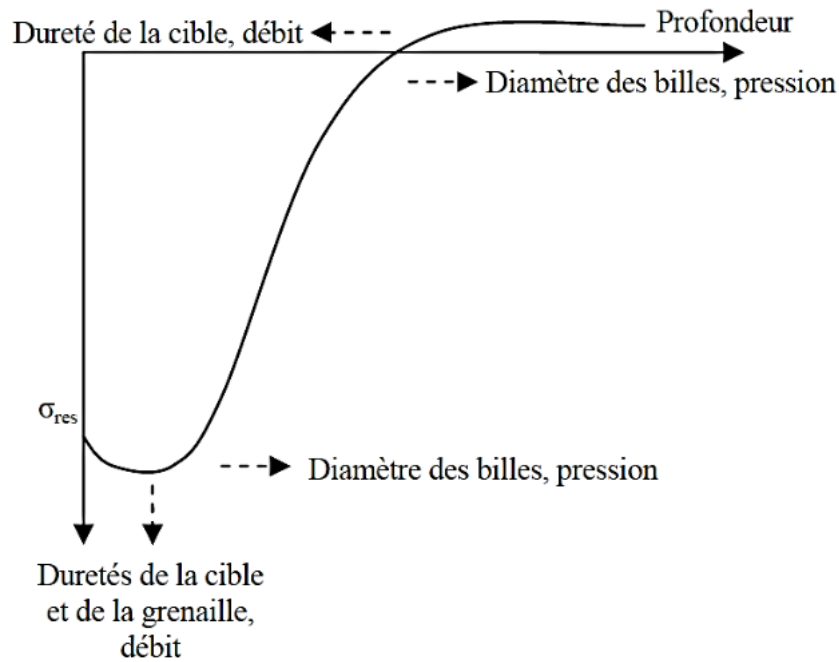


FIGURE 1.6 – Les paramètres du grenailage de précontrainte et leur influence sur le profil de contrainte résiduelle [17]

naillage de précontrainte ne sont plus à démontrer. Cependant, Was *et al.* [18] ont montré que l'état de surface obtenu après le procédé influence la résistance à la fatigue du matériau. En effet, plus la rugosité de la surface est élevée, plus la résistance à la fatigue du matériau est dégradée. Des éprouvettes traitées avec des grenailles de petite taille ont montré un plus grand nombre de cycles à la rupture par rapport aux éprouvettes traitées avec des grenailles de plus grande taille, malgré des niveaux de contraintes résiduelles de compression plus faibles. Cette observation a été attribuée à l'état de surface obtenu avec les grenailles de petite taille, qui est meilleur que celui obtenu avec les grenailles de grande taille. En plus de l'influence de la taille des grenailles, la durée du traitement est également un facteur à prendre en compte. Un traitement trop long peut entraîner de fortes irrégularités de surface, susceptibles de provoquer la formation de fissures. Pour obtenir un bon état de surface après le grenailage de précontrainte, il est essentiel d'optimiser au mieux les nombreux paramètres du procédé. La principale faiblesse du procédé réside dans le contrôle de ces nombreux paramètres.

1.2 Mise en compression par choc laser

La mise en compression par choc laser est un procédé récent dans le secteur industriel, bien que son origine remonte à la fin des années 60. Il trouve ses racines dans les travaux

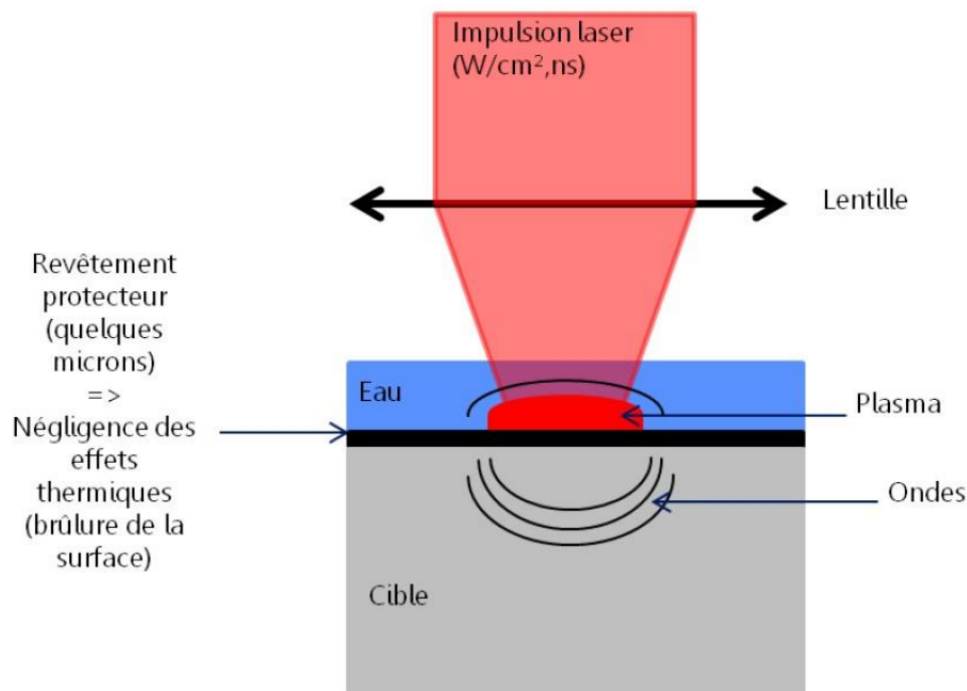


FIGURE 1.7 – Principe du choc laser avec du plasma confiné [3]

réalisés par White [19] et Anderlhon [20]. White et Anderlhon ont démontré la possibilité de créer des ondes de choc en générant un plasma à l'aide d'un laser impulsif.

La mise en compression par choc laser s'effectue en envoyant une impulsion laser de forte puissance sur une très courte période, généralement de l'ordre de quelques dizaines de nanosecondes (10 à 100 ns). La densité de puissance du laser utilisée dans la mise en compression par choc laser est de l'ordre de plusieurs gigawatts par centimètre carré (GW/cm^2).

Les travaux de [20]-[22] ont démontré la possibilité d'induire des déformations plastiques dans les matériaux métalliques grâce à ce procédé. Avant l'envoi de l'impulsion laser sur la surface de la pièce, celle-ci est recouverte d'un revêtement thermo-protecteur opaque. Le rôle du revêtement est de protéger la surface du contact direct avec le plasma afin d'éviter une brûlure de la surface ainsi que la modification des caractéristiques du matériau due à un échauffement local important. Le revêtement peut être de la peinture ou de l'adhésif métallique d'environ $100\ \mu\text{m}$ d'épaisseur [23]. Pour créer une onde de pression plus importante avec une durée d'application plus longue que la durée de l'impulsion laser, on place par-dessus le revêtement thermo-protecteur un diélectrique transparent, qui peut être de l'eau. La couche de diélectrique transparent a également pour rôle de confiner le plasma (Figure 1.7). Comme indiqué sur la figure 1.7, l'interaction entre le faisceau laser et la couche opaque entraîne la création du plasma qui se

trouve confiné entre le revêtement et le diélectrique. L'expansion du plasma confiné génère une forte pression de plusieurs GPa dans le matériau par l'intermédiaire des ondes de choc qui se propagent dans le matériau. Si la pression est suffisamment élevée, les couches superficielles du matériau se déforment plastiquement, conduisant à l'introduction de contraintes résiduelles de compression dans le matériau (Figure 1.1). Selon [15], la profondeur mise en compression peut dépasser le millimètre. L'un des avantages de ce procédé réside dans le fait qu'il permet d'obtenir des états de surface très proches de l'état initial.

Comme pour le grenailage de précontrainte, l'efficacité du procédé dépend des paramètres qui le régissent. Le niveau de contrainte résiduelle de compression introduit dans le matériau, ainsi que la profondeur mise en compression, dépendent de plusieurs paramètres. Il s'agit notamment de la pression d'impact générée par le plasma. Cette pression augmente avec l'intensité du laser lorsque l'intensité du laser est inférieure au seuil de claquage du diélectrique. Une fois le seuil de claquage dépassé, le diélectrique devient opaque, empêchant le passage de la lumière du laser [24], [25], entraînant ainsi une saturation de la pression. Les travaux de [10] ont montré, pour un matériau élasto-plastique parfait, que la déformation plastique maximale augmente avec la pression d'impact, à condition que la pression se trouve entre la limite d'Hugoniot, c'est-à-dire entre (P_H) et $(2P_H)$. P_H (Eq. 1.1) dépend de la limite élastique du matériau σ_Y , de ses coefficients de Lamé λ et μ , et de son coefficient de Poisson ν (Eq. 1.2). Les contraintes résiduelles atteignent également un niveau de saturation pour une pression d'impact supérieure à $2P_H$, compte tenu de la relation directe entre contrainte résiduelle et déformation plastique. Les études expérimentales de [26] et numériques de [17] ont confirmé ce phénomène. Ils ont également montré une augmentation de la profondeur de traitement avec la pression d'impact, comme présenté sur les figures 1.11 et 1.10.

$$P_H = \left(1 + \frac{\lambda}{2\mu}\right) \sigma_Y = \left(\frac{1-\nu}{1-2\nu}\right) \sigma_Y \quad (1.1)$$

$$\nu = \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)} \quad (1.2)$$

En dehors de la pression d'impact, la forme ainsi que les dimensions des spots influencent les résultats du procédé. Pour les flux circulaires, il est observé expérimentalement une singularité au centre de l'impact, causée par la replastification de ce point. Ce

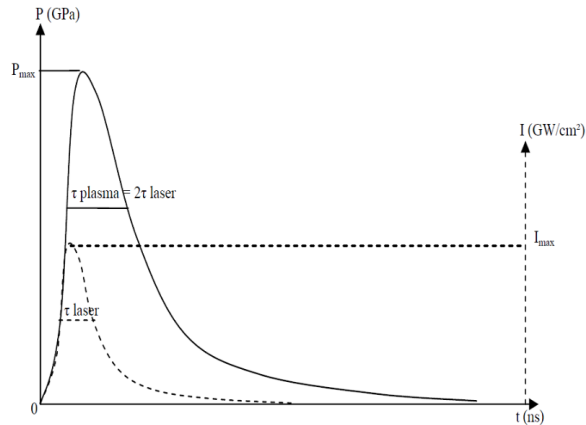


FIGURE 1.8 – Profils temporels de la densité de puissance laser et de la pression sur la surface [17]

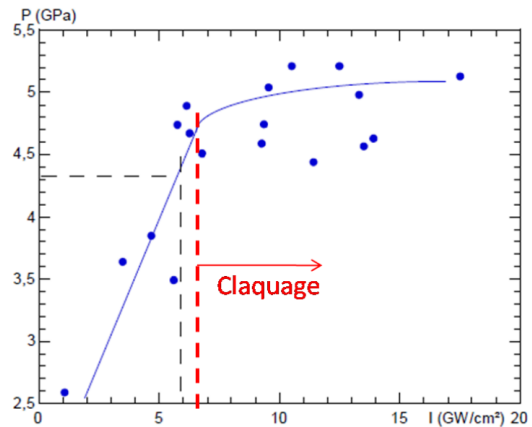


FIGURE 1.9 – Pression d'impact en fonction de l'intensité du laser [27]

phénomène est dû au retour des ondes latérales qui atteignent le centre au même moment [10]. Avec les spots carrés, ce phénomène est moins marqué. En ce qui concerne les dimensions des impacts, il a été montré numériquement que la profondeur affectée et la contrainte surfacique augmentent avec le diamètre, tandis que la contrainte maximale atteinte reste constante [17], [26]. L'un des paramètres qui est à prendre en compte est le nombre d'impacts. Il affecte la profondeur traitée, qui croît avec le nombre d'impacts superposés jusqu'à un niveau de saturation. Ces résultats ont été démontrés par des études analytiques [10], numériques (Figure 1.12) [17], et expérimentales (Figure 1.13) [28].

Les avantages du procédé de mise en compression par choc laser sont essentiellement la profondeur traitée et l'état de surface du matériau. La surface de la pièce présente une faible rugosité, avec une profondeur traitée généralement supérieure au millimètre. C'est un procédé qui peut être utilisé à la place du grenailage, mais il est à noter qu'il présente un inconvénient de taille qui limite son utilisation, à savoir les moyens complexes et coûteux nécessaires pour sa mise en œuvre.

1.3 Mise en compression par jet d'eau

Il existe deux types de traitement de mise en compression par jet d'eau : la mise en compression par jet d'eau pure, qui utilise un jet d'eau pure à haute pression pour introduire des contraintes dans le matériau de la pièce, et la mise en compression par cavitation ou par jet d'eau cavitant, qui utilise la pression d'implosion de bulles de cavitation dans l'eau pour introduire des contraintes dans le matériau.

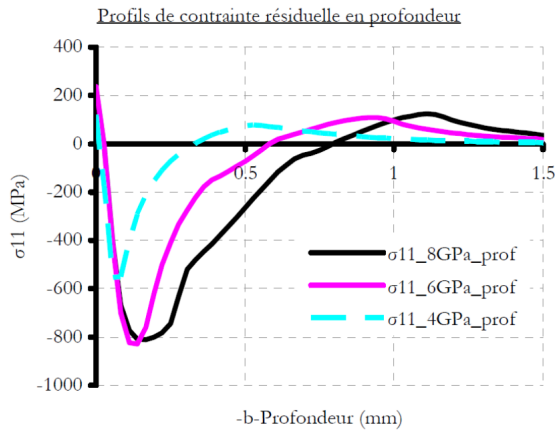


FIGURE 1.10 – Contraintes résiduelles obtenues par simulation du choc laser sur un acier C75 en fonction de la pression d'impact [17] au niveau du centre d'impact

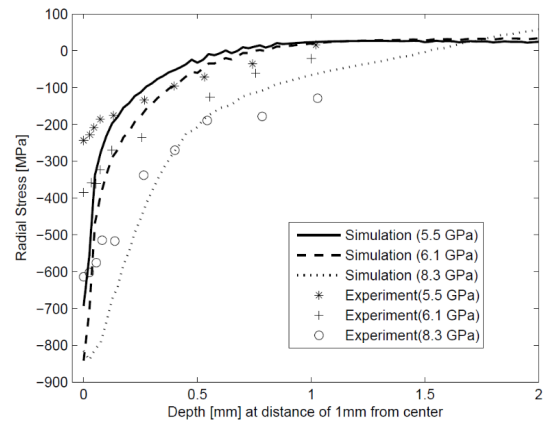


FIGURE 1.11 – Contraintes résiduelles obtenues expérimentalement et par simulation pour un alliage Ti-6Al-4V en fonction de la pression d'impact [29]

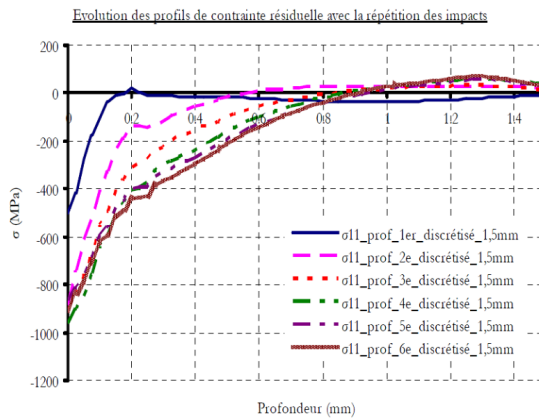


FIGURE 1.12 – Effet de la répétition d'impacts sur les contraintes résiduelles sur l'acier C75 [17]

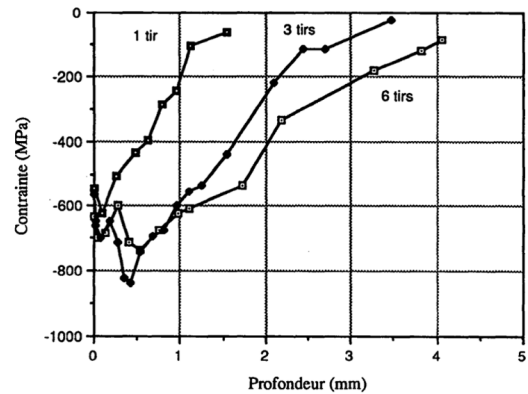


FIGURE 1.13 – Contraintes résiduelles mesurées expérimentalement en fonction du nombre de tirs [28]

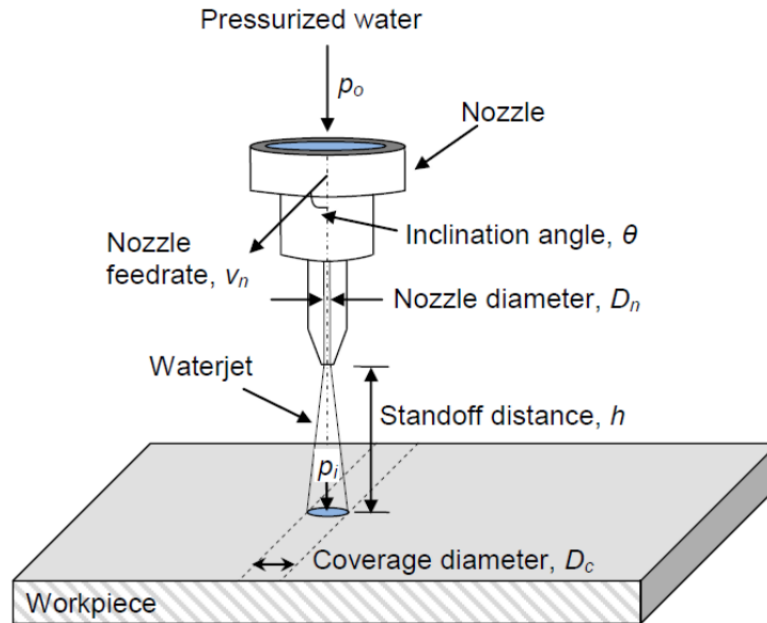


FIGURE 1.14 – Principe et principaux paramètres mise en jeu dans la mise en compression par jet d'eau sous pression [30]

1.3.1 Mise en compression par jet d'eau pur

La mise en compression par jet d'eau pure consiste à projeter un jet d'eau à haute pression (supérieure à 100 MPa) sur la surface de la pièce à traiter. Le jet est déplacé sur la surface de la pièce afin de traiter l'intégralité de sa surface (Figure 1.14). Le jet d'eau sous pression est utilisé dans plusieurs applications en fonction de la structure du jet depuis sa sortie de la buse. La structure du jet présente trois zones distinctes (Figure 1.15). La première zone se trouve à la sortie de la buse, le jet est continu et sa pression est très élevée. Cette zone est utilisée dans les applications de découpe de matériaux. Après cette zone, vient une deuxième zone appelée zone de transition. La zone de transition est caractérisée par la désintégration du flux continu de la première zone. Cette désintégration produit des gouttes qui se déplacent à grande vitesse. L'impact de ces gouttes sur la surface de la pièce génère des pressions importantes durant une période de quelques dizaines de microsecondes [31], [32]. La répétition de ces impacts à la surface de la pièce à traiter génère des déformations plastiques dans la pièce et induit des contraintes résiduelles. D'après les travaux de Yanaida et Ohashi [33], la surface de la pièce doit se situer dans la zone de transition idéalement à une distance entre $75d_n$ et $125d_n$ pour une buse de diamètre d_n . Dans la zone de transition, la taille des gouttes est comparable à la taille des grenailles utilisées dans le grenailage de précontrainte. La mise en compression par jet d'eau pure peut être considérée comme du grenailage, à la différence que les

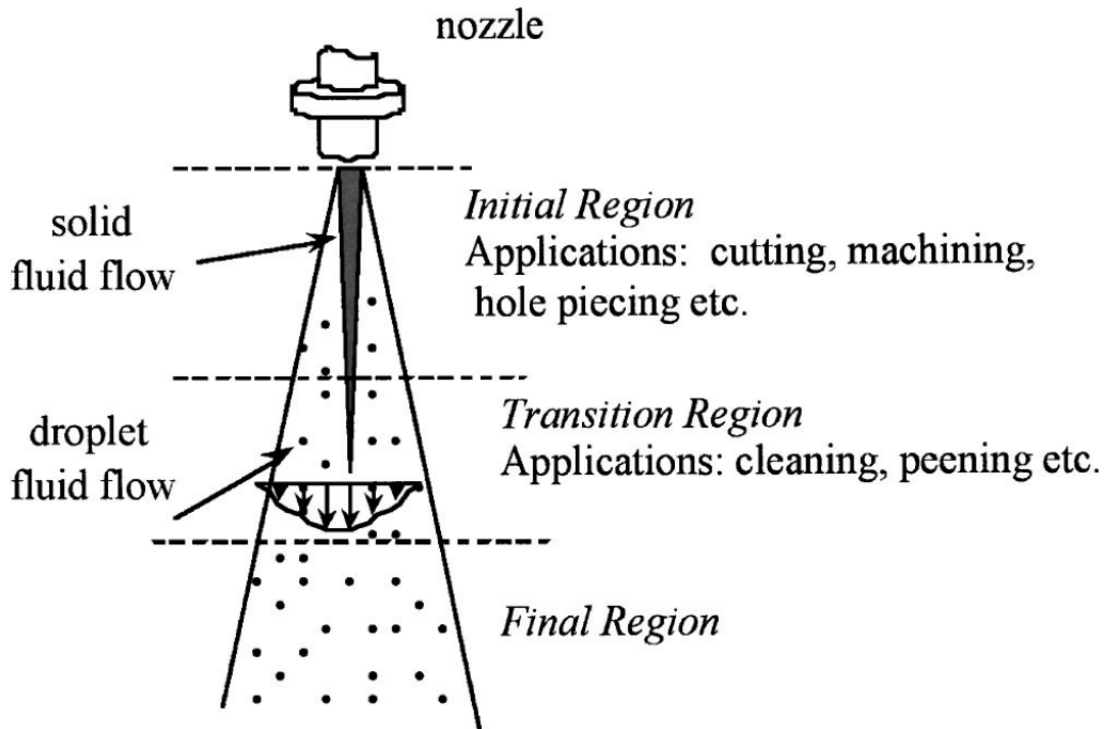


FIGURE 1.15 – Structure du jet d'eau dans l'air [34]

grenailles sont remplacées par des gouttes d'eau à grande vitesse. Enfin, la troisième et dernière zone se caractérise par la diffusion du jet. Dans cette zone, la taille des gouttes est trop petite pour déformer le matériau ou apporter des modifications aux propriétés mécaniques du matériau.

Comme les autres procédés, tels que le grenailage de précontrainte et la mise en compression par choc laser, l'efficacité du procédé de mise en compression par jet d'eau pure est influencée par plusieurs paramètres. La pression d'impact des gouttes à la surface du matériau, la durée du traitement ainsi que la zone couverte par le jet sont les principaux paramètres du procédé. Ces paramètres dépendent à leur tour de la pression de l'eau et de la vitesse de déplacement du jet à la surface de la pièce à traiter. Tonshoff et al. [35], par une étude expérimentale, ont montré qu'avec l'augmentation de la pression du jet et de la durée du traitement, la contrainte résiduelle superficielle augmente. Ils ont montré que la durée du traitement atteint une valeur à laquelle la contrainte résiduelle atteint un maximum, et au-delà de cette valeur, la contrainte résiduelle décroît. Ce phénomène s'explique par le phénomène d'érosion qui apparaît après un certain temps de traitement.

La mise en compression par jet d'eau pure, lorsqu'elle est réalisée dans l'eau, entraîne la formation de bulles de cavitation. Ces bulles peuvent également contribuer à la mise en compression des pièces, ce qui est connu sous le nom de mise en compression par

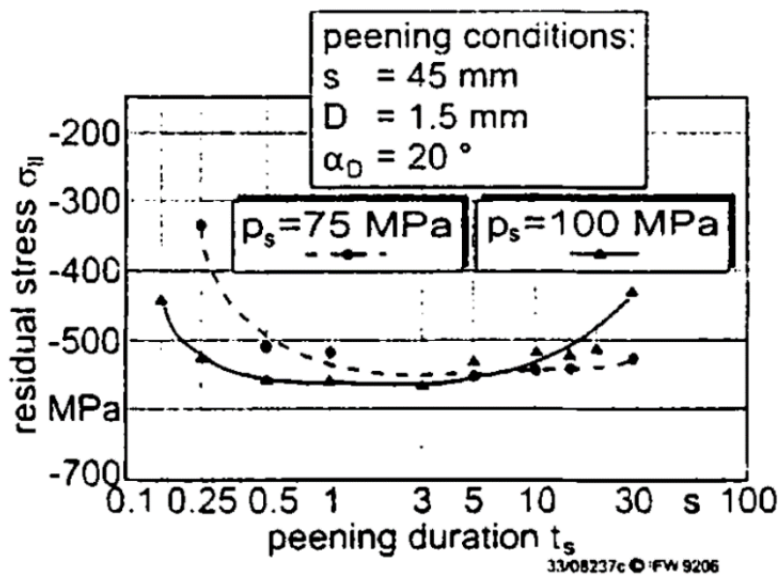


FIGURE 1.16 – Effets des paramètres de la mise en compression par jet d'eau pur sur les contraintes résiduelles à la surface du matériau. [35]

cavitation, comme mentionné précédemment, et constitue la deuxième variante de la mise en compression par jet d'eau sous pression.

1.3.2 Mise en compression par cavitation

Le procédé de traitement de surface par cavitation est un type de traitement de mise en compression par jet d'eau qui utilise de l'eau sous pression pour produire des bulles de cavitation. Blickwedel et *al.* (1987) [36] ont été les premiers à étudier la possibilité de modifier les caractéristiques mécaniques des pièces métalliques en utilisant un jet de cavitation. Ils ont réussi à montrer qu'avec un jet de cavitation d'une pression de 30 MPa, il était possible d'écailler de l'acier ferritique et austénitique sur des profondeurs de 20 μm et 200 μm respectivement.

Le phénomène de cavitation correspond à un changement de phase de l'état liquide à l'état gazeux à température constante. La cavitation se caractérise par la formation de bulles et/ou de poches de vapeur en raison d'importantes contraintes qui favorisent le dépassement du seuil de cohésion de l'état liquide. Ce phénomène survient lorsque, à température constante, la pression du liquide diminue jusqu'au niveau de la pression de vapeur saturante, ce qui se différencie de l'ébullition se produisant à pression constante (cf. Figure 1.17). Lorsque la pression de vapeur saturante est atteinte, des microbulles, communément appelées "germes de cavitation," se développent et engendrent des bulles de cavitation, lesquelles sont exploitées dans le contexte de la compression par cavitation.

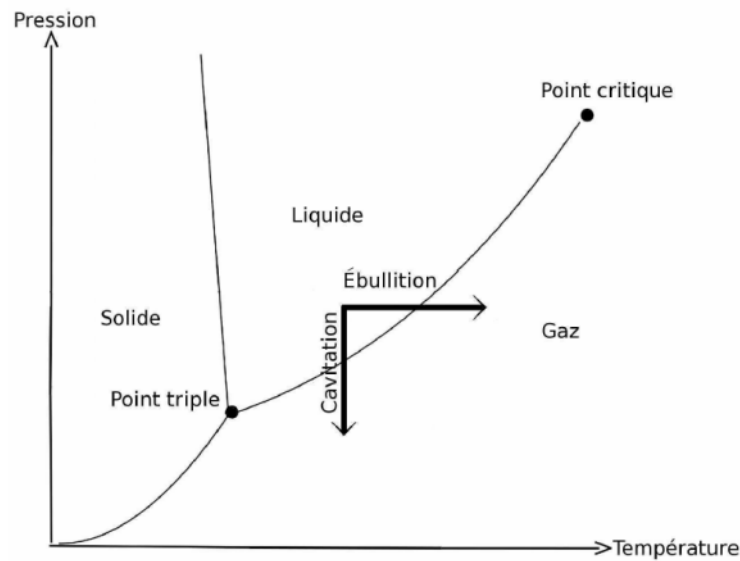


FIGURE 1.17 – Diagramme de changement d'état [37]

Dans cette procédure, un jet d'eau sous pression est immergé dans un milieu aqueux. Ce phénomène induit un écoulement caractérisé par de fortes contraintes de cisaillement, favorisant ainsi la formation des bulles de cavitation [37].

Les bulles de cavitation sont également produites dans d'autres conditions, notamment dans les écoulements à grande vitesse autour de géométries provoquant des zones de dépression, ainsi que dans les écoulements de nature non permanente.

Dans son principe de fonctionnement, un jet d'eau submergé est émis à travers une buse positionnée à une distance prédéterminée de la surface à traiter. En raison de la grande vitesse du jet d'eau, un changement d'état de l'état liquide à l'état gazeux se produit par la diminution de la pression statique. À mesure que l'on s'éloigne de l'origine de la buse, la pression statique augmente, ce qui entraîne l'implosion des bulles de cavitation. C'est cette implosion des bulles de cavitation qui provoque la déformation de la surface de la pièce et l'induction de contraintes résiduelles. La bulle de cavitation peut s'imploser soit à la surface de la pièce, auquel cas son implosion génère des microjets d'eau à haute vitesse capables d'appliquer une charge significative sur la surface, soit à une certaine distance de la surface. Dans ce dernier cas, l'implosion de la bulle produit des ondes de pression qui se propagent jusqu'à la surface et induisent une déformation (voir Figure 1.18).

Le paramètre principal du procédé de mise en compression par cavitation est la génération de bulles de cavitation. Bien que peu de chercheurs aient travaillé sur ce processus, la littérature regorge de nombreuses recherches menées par Hitoshi Soyama [5], [38]-[43].

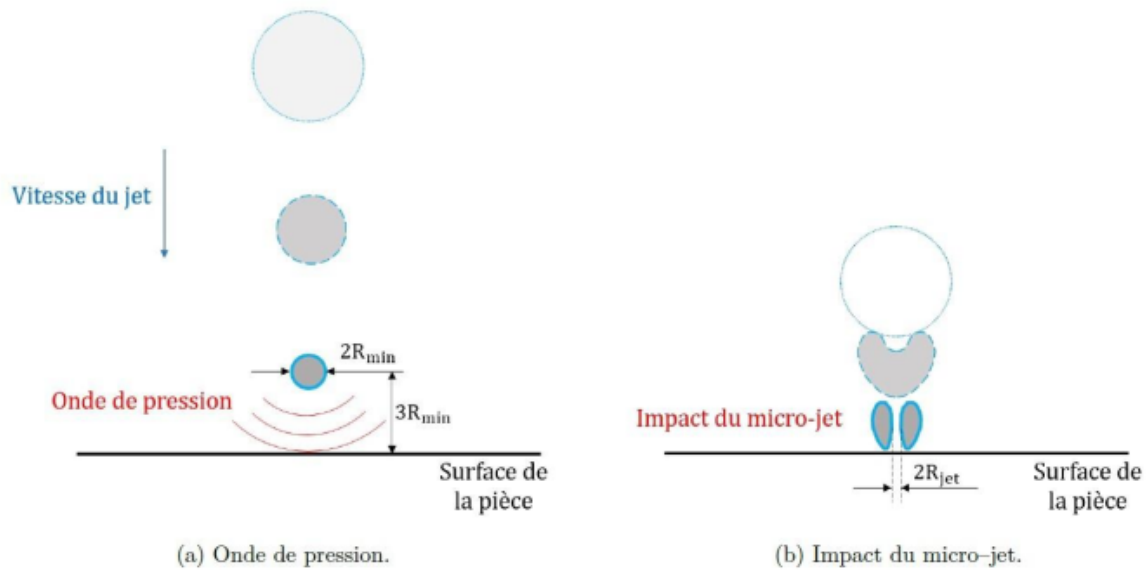


FIGURE 1.18 – Mécanisme d'impact en cavitation peening. (a) Implosion d'une bulle isolée de la surface et propagation de l'onde de pression. (b) Bulle de cavitation implosant à proximité de la surface, formation et impact de microjet [7].

Ces travaux ont grandement contribué au développement de ce procédé. Ils ont révélé qu'il existe essentiellement deux méthodes pour générer des bulles de cavitation : la production de bulles dans l'eau, appelée jet de cavitation dans l'eau, pour laquelle un dispositif a été présenté par Soyama (voir Figure 1.19), et la production de bulles dans l'air, appelée jet de cavitation dans l'air, pour laquelle un dispositif expérimental est présenté à la Figure 1.20.

Comme mentionné précédemment, le jet de cavitation dans l'eau se déroule dans un environnement immergé. La Figure 1.19 illustre les détails de ce processus. La pièce à traiter est positionnée dans une chambre d'essai remplie d'eau, où un dispositif motorisé permet de déplacer ou de faire tourner la pièce en fonction de la surface à traiter. Dans l'exemple proposé par Soyama, la buse reste fixe, mais il est également possible de motoriser la buse en la reliant à un bras robotisé lors du traitement d'une pièce immobile.

Le dispositif présenté dans la Figure 1.19 a été utilisé pour traiter une pièce en alliage d'acier au silicium-manganèse SUP7 [38] ainsi qu'une pièce en alliage d'aluminium JIS AC4CH [40]. Il a permis d'introduire des contraintes résiduelles de compression dans ces pièces. Les résultats du processus sont influencés par plusieurs paramètres, notamment la pression à l'entrée de la buse (pression amont), la pression à la sortie de la chambre d'essai (pression aval), le diamètre de l'orifice de la buse, la distance entre le point d'origine du jet et la surface de la pièce à traiter, ainsi que la durée du traitement.

Odhiambo et al. ont étudié l'impact de la durée du traitement. Dans leur étude, ils ont utilisé le temps de traitement par unité de longueur, défini comme le rapport entre le nombre de passes et la vitesse de balayage. Ils ont analysé la contrainte résiduelle de compression maximale en surface et la rugosité finale de la surface. Ils ont observé une augmentation de la contrainte résiduelle de compression avec le temps, jusqu'à un point où elle atteint un plateau (voir Figure 1.22). En ce qui concerne la rugosité, ils ont constaté que pour de courtes durées de traitement, elle reste inchangée ou varie très peu, jusqu'à ce qu'elle augmente rapidement à un certain moment (voir Figure 1.21). En analysant ces données, il est possible de déterminer un temps de traitement par unité de longueur optimal pour obtenir une pièce traitée présentant une faible rugosité et une contrainte résiduelle de compression maximale.

Lichtarowicz [44] et Yamaguchi et al. [45] ont examiné l'impact de la distance de tir (la distance entre l'orifice de la buse et la surface de la pièce). Cette distance ne doit ni être trop courte ni être trop grande. Lorsqu'elle est excessive, les ondes de pression générées dans le liquide par la dynamique des bulles de cavitation ne sont pas suffisamment puissantes pour déformer la surface de la pièce. En revanche, si la distance est trop courte, les bulles de cavitation sont trop petites pour que leurs implosions modifient les caractéristiques de la pièce.

Dans le deuxième dispositif présenté par Soyama (voir Figure 1.20), les bulles de cavitation sont produites dans l'air. Comme illustré dans la Figure 1.20, la surface de la pièce n'est pas immergée dans ce scénario. Le jet de cavitation est obtenu en faisant passer un jet sous haute pression à travers un jet concentrique à basse pression. L'efficacité de ce procédé dépend principalement des pressions des jets ainsi que de la distance entre la buse à haute pression et la surface de la pièce à traiter.

Les travaux menés par Soyama et al. [43] ont permis de déterminer des paramètres optimaux grâce à des tests d'érosion. Pour un traitement optimal, il est recommandé d'utiliser une pression élevée entre 20 et 30 MPa, une pression basse entre 0,05 et 0,16 MPa, un diamètre de buse à haute pression de 1 mm, et un diamètre de buse à basse pression d'environ 20 mm. La Figure 1.23 présente les résultats des tests de performance du jet effectués à l'aide du test d'érosion. Soyama et al. ont maintenu la pression élevée et la distance entre les deux buses constantes, tout en étudiant l'effet de la pression basse et de la distance de tir sur la performance du jet en mesurant la perte de masse lors du processus. Ces tests ont permis d'identifier l'existence de valeurs optimales de pression basse et de distance de tir pour obtenir une perte de masse maximale (voir Figure 1.23).

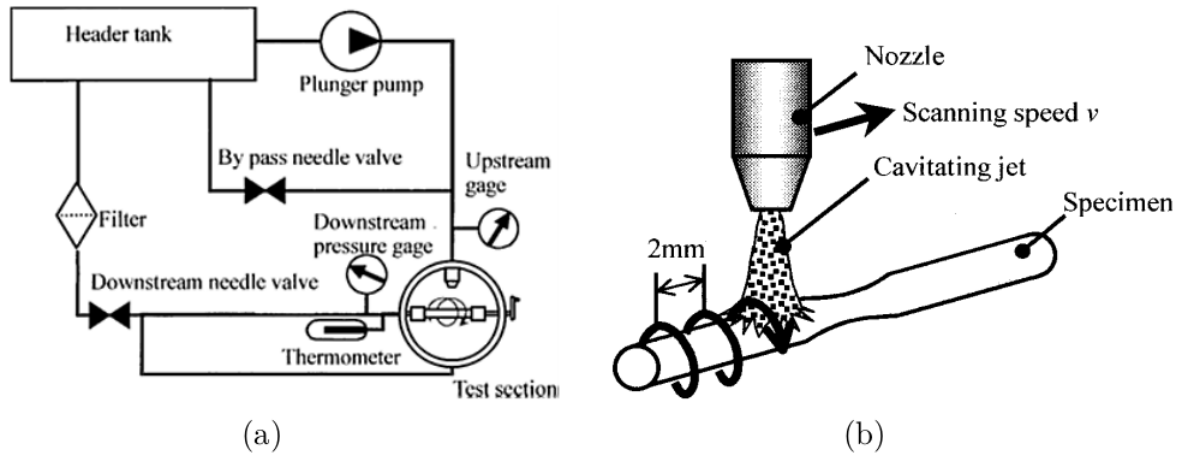


FIGURE 1.19 – Dispositif pour la mise en compression par cavitation dans l'eau [40]

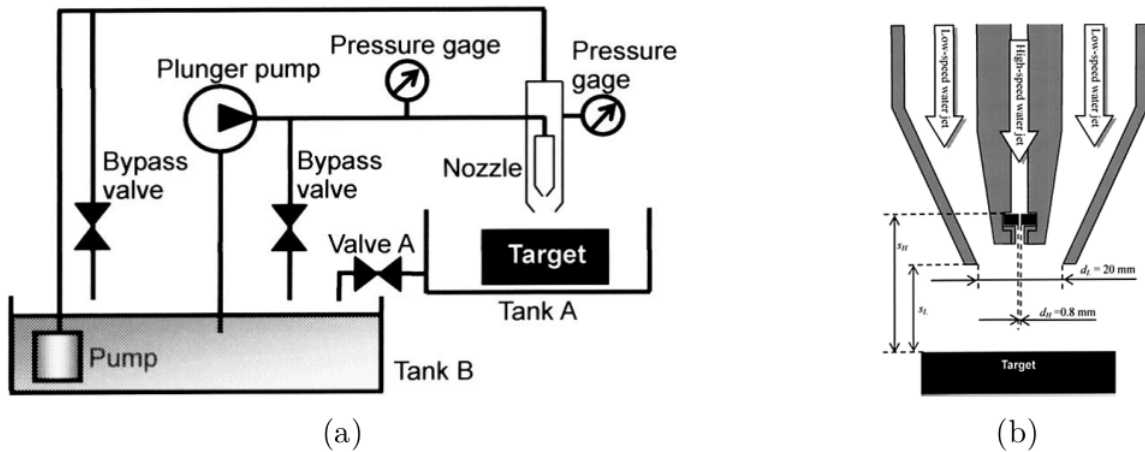


FIGURE 1.20 – Dispositif pour la mise en compression par cavitation dans l'air [43]

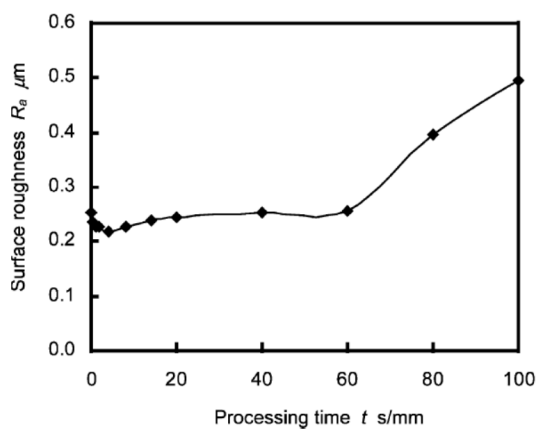


FIGURE 1.21 – Evolution de la rugosité représentée en fonction du temps de traitement [46].

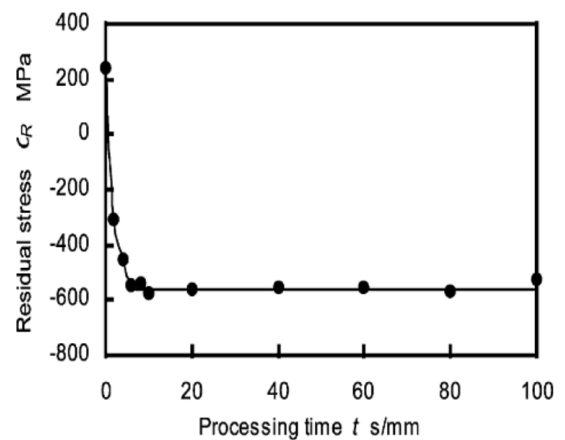


FIGURE 1.22 – Evolution de la contraintes résiduelles superficielles en fonction du temps de traitement [46].

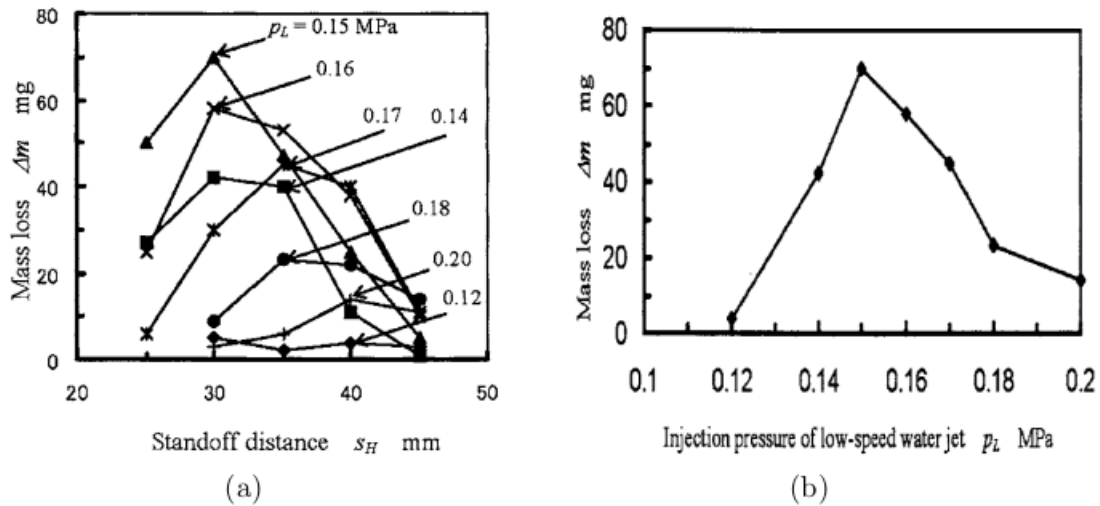


FIGURE 1.23 – Effet de la pression du faible jet et de la distance de tir sur la performance du jet [43]

Dans ces travaux, Soyama [47] a mis en évidence une différence de performance entre les deux jets précédemment présentés. Dans leurs conditions optimales, Soyama a démontré que le jet de cavitation dans l'air est plus efficace que le jet de cavitation dans l'eau. Des éprouvettes en alliage d'acier JISSUS316L ont été traitées par les deux méthodes, et les contraintes résiduelles obtenues par le jet de cavitation dans l'air sont plus importantes que celles obtenues par le jet de cavitation dans l'eau. Les tests de durée de vie ont montré une meilleure résistance à la fatigue pour des durées de traitement équivalentes pour le traitement par jet de cavitation dans l'air par rapport à celui dans l'eau.

Les travaux de Soyama et des chercheurs qui se sont intéressés à la mise en compression par cavitation ont principalement été des études expérimentales. Grâce à ces recherches, ils ont démontré l'intérêt de ce procédé. Dans la mise en compression par cavitation, de multiples impacts de pression sont générés sur la surface de la pièce à traiter par l'implosion des bulles de cavitation. Cela entraîne la déformation des couches superficielles et, par conséquent, l'induction de contraintes résiduelles de compression à la surface du matériau. Les auteurs ont constaté que la mise en compression par cavitation permet d'améliorer considérablement la résistance à la fatigue des pièces traitées. Par exemple, ils ont montré une amélioration de près de 50% sur une éprouvette en alliage d'aluminium JIS AC4CH après un traitement de mise en compression par cavitation avec un jet de 30 MPa de pression [40].

Pour démontrer la possibilité de traiter des pièces de géométrie complexe avec ce procédé, Qin et al. [48] ont étudié l'effet de l'angle d'incidence du jet par rapport à la surface

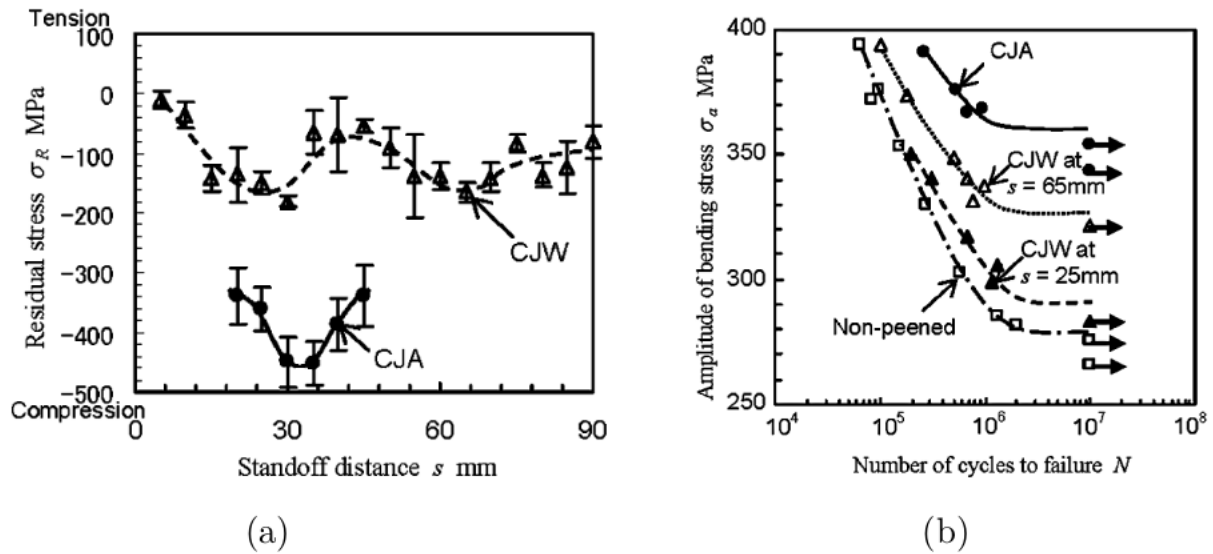


FIGURE 1.24 – Comparaison des résultats des traitements par jets de cavitation dans l'eau (CJW) et dans l'air (CJA). (a) Contraintes résiduelles. (b) Résistance à la fatigue [47].

de la pièce à traiter. Ils ont examiné l'impact de cet angle sur la pression d'impact et les contraintes résiduelles résultant du processus. Leurs recherches ont montré que l'angle d'incidence avait très peu d'influence sur la pression d'impact dans la zone de traitement effective (c'est-à-dire la zone située au centre du jet). Les mêmes observations ont été faites en ce qui concerne les contraintes résiduelles (voir Figure 1.25). Selon Qin et al., ces résultats s'expliquent par le comportement isotrope de l'onde de pression générée par l'implosion des bulles de cavitation. Le procédé de mise en compression par cavitation semble donc adapté au traitement de pièces complexes, contrairement au grenailage de précontrainte et au choc laser.

Dans le même contexte de comparaison, Odhiambo et al. ont réalisé une étude comparative entre la mise en compression par cavitation dans l'eau et le grenailage sur un alliage d'acier chrome-molybdène JIS SCM415. Ils ont montré une amélioration de la résistance à la fatigue avec le jet d'eau cavitant de 11% par rapport à la pièce non traitée, tandis que le grenailage n'a conduit qu'à une amélioration de 7%. Cette différence s'explique par le fait que le grenailage ne permet que de retarder la propagation des fissures, tandis que la mise en compression par cavitation retarde non seulement la propagation des fissures, mais empêche également leur formation, grâce à un meilleur état de surface obtenu par ce procédé.

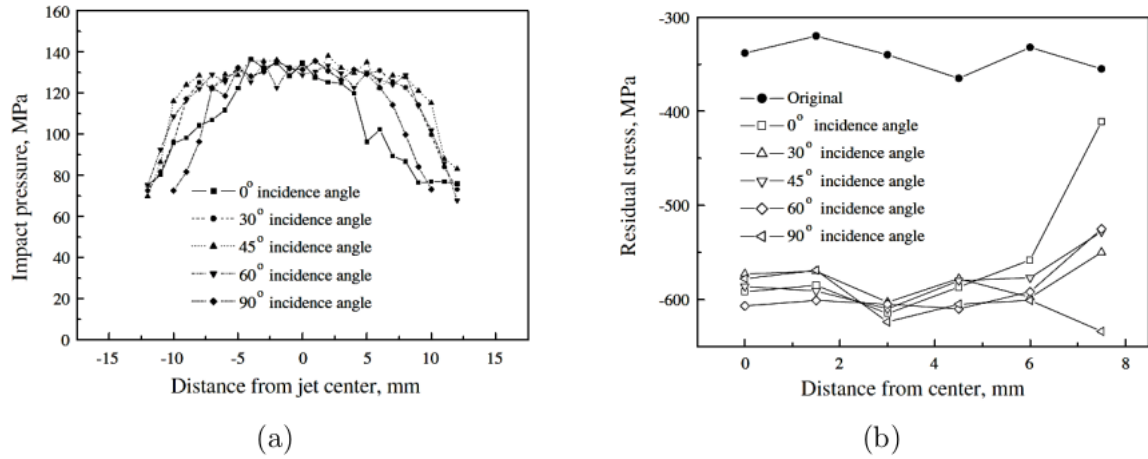


FIGURE 1.25 – Effet de l'angle d'incidence sur la pression d'impact (a) et les contraintes résiduelles (b) issues du WCP [48]

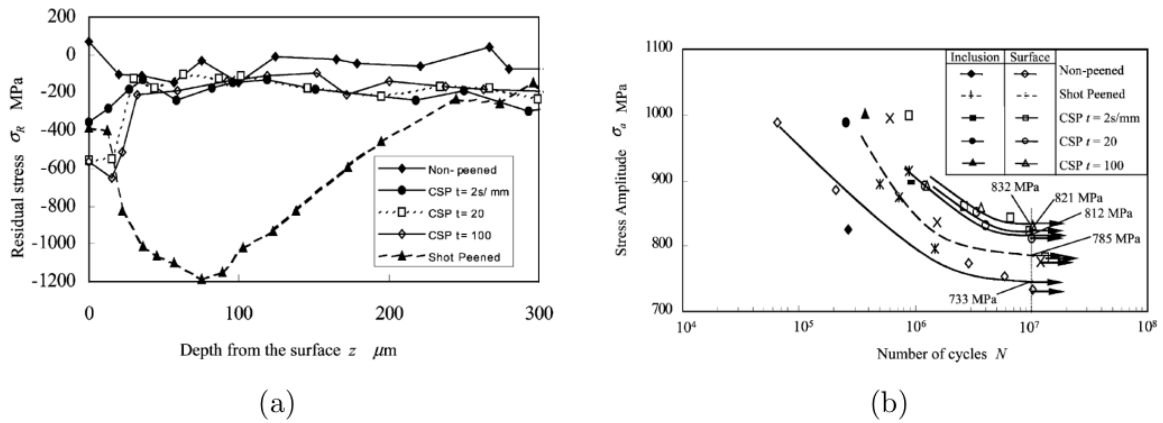


FIGURE 1.26 – Comparaison entre le WCP et le grenailage : profils de contraintes résiduelles (a) et tenue en fatigue (b) [46]

1.4 Problèmes et limitations des procédés classiques de mise en compression

Les procédés de mise en compression dits classiques, tels que le grenailage de précontrainte, la mise en compression par jet d'eau sous pression et la mise en compression par choc laser, ont fait l'objet de nombreuses études en raison de leur importance dans l'industrie. Bien qu'ils présentent des avantages significatifs, ils sont également sujets à des limitations.

Le grenailage de précontrainte est le procédé le plus couramment utilisé parmi ceux mentionnés, en particulier le grenailage conventionnel. Sa mise en œuvre est relativement simple, impliquant la projection de grenailles sur la surface de la pièce à traiter. La mise en compression de la pièce résulte de l'impact des multiples billes à la surface de celle-ci. Cependant, bien qu'il permette la mise en compression des pièces, il est limité en termes de profondeur de traitement, généralement de l'ordre du millimètre.

Outre la faible profondeur de traitement, l'impact des grenailles peut entraîner la détérioration de l'état de surface des pièces. Cette détérioration peut favoriser l'apparition de fissures à la surface de la pièce, un problème lié à la taille et à la vitesse d'impact des grenailles. Le grenailage ultrasonore, une variante du grenailage conventionnel qui utilise des grenailles de plus grande taille à des vitesses plus faibles, permet d'obtenir des états de surface de meilleure qualité (voir Figure 1.4) que ceux obtenus par le grenailage conventionnel. Cependant, le niveau de contraintes résiduelles générées est généralement moins élevé.

La récupération des grenailles après le traitement peut poser des problèmes, en particulier en fonction de l'environnement de traitement. Une autre préoccupation concerne l'interaction entre les grenailles et la pièce, qui peut entraîner des contaminations et des pollutions de la surface de la pièce. Par exemple, Sun et al. [49] ont démontré la présence d'un dépôt de fer à la surface d'un alliage d'aluminium AA7150 traité avec des grenailles en acier inoxydable.

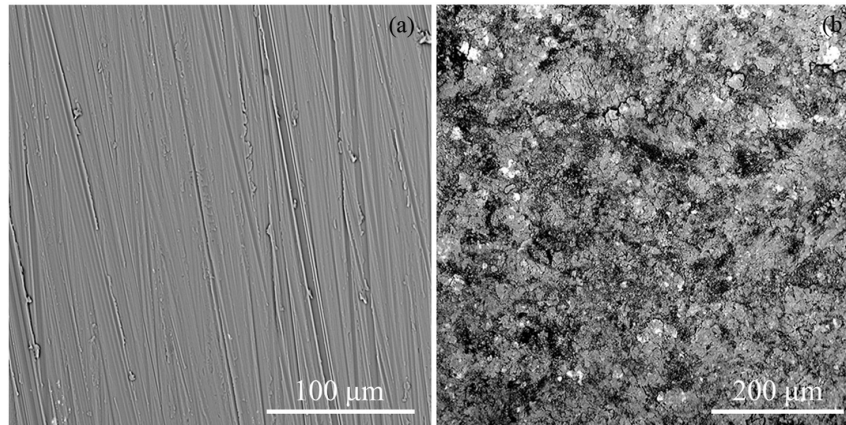
Dans la mise en compression par choc laser, les profondeurs traitées dépassent généralement le millimètre, contrairement au grenailage de précontrainte. Cependant, la mise en œuvre de ce procédé est relativement complexe. La surface de la pièce doit être revêtue d'un matériau thermorésistant avant le traitement. Ce revêtement est ensuite recouvert d'un diélectrique translucide qui favorise la création d'un plasma confiné, lequel déforme la pièce en vue de l'introduction des contraintes résiduelles. Dans la plupart

des cas, de l'eau est utilisée comme diélectrique translucide. L'inconvénient majeur de ce procédé réside dans les coûts élevés associés à sa mise en œuvre. Cependant, étant donné que la surface est revêtue, l'état de surface de la pièce après traitement reste presque inchangé.

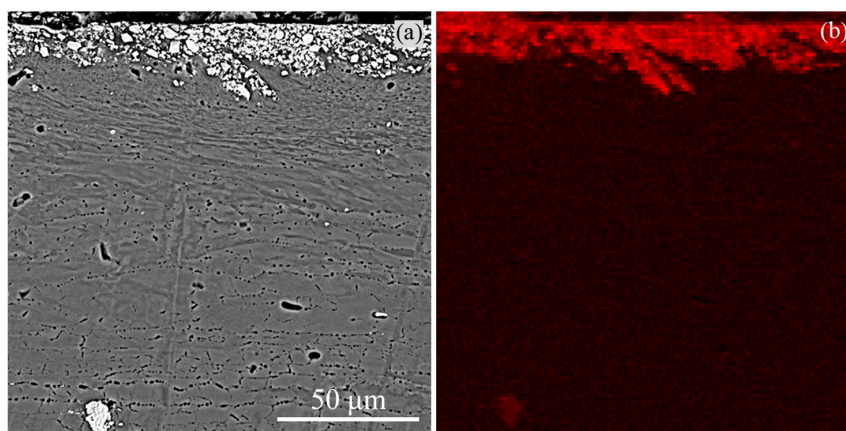
En plus de la mise en compression par choc laser et du grenailage de précontrainte, la mise en compression par jet d'eau sous pression a été évoquée. Cette technologie se décline en deux catégories : la mise en compression par jet d'eau pur sous pression et la mise en compression par jet de cavitation. Ces procédés sont similaires au grenailage de précontrainte, à la différence que dans le grenailage, la déformation de la surface de la pièce est provoquée par l'impact des grenailles, tandis que dans la mise en compression par jet d'eau, elle est assurée, d'une part, par l'impact des bulles d'eau à grande vitesse dans la mise en compression par jet d'eau pure, et d'autre part, par des ondes de pression produites par l'implosion des bulles de cavitation dans la mise en compression par cavitation d'eau. Comparativement au grenailage conventionnel, les niveaux de contraintes obtenus ainsi que les profondeurs traitées sont généralement plus faibles. Cependant, ces procédés présentent l'avantage de laisser les pièces avec un meilleur état de surface après le traitement. Des tests de résistance à la fatigue ont montré une meilleure performance pour les pièces traitées avec les jets sous pression par rapport au grenailage. Ces résultats s'expliquent par la qualité supérieure de l'état de surface des pièces obtenue avec la mise en compression par jet d'eau sous pression par rapport au grenailage. L'un des paramètres qui influencent l'état de surface dans ce procédé est le temps de traitement. Ce paramètre doit être soigneusement contrôlé afin d'éviter le phénomène d'érosion, qui peut favoriser l'initiation de fissures à la surface de la pièce.

Tous ces procédés présentent certaines limites, notamment des profondeurs de traitement limitées, des niveaux de contraintes variables selon les techniques, ainsi que des problèmes liés à l'état de surface. Une étude menée par Barros et al. [50] met en évidence l'importance de l'état de surface sur la résistance à la fatigue des pièces. Ils ont démontré que les pièces présentant un meilleur état de surface ont une meilleure résistance à la fatigue. En plus de ces limitations, le contrôle du procédé représente un défi à relever. Plusieurs paramètres doivent être rigoureusement contrôlés pour assurer un traitement optimal. Dans le cas du grenailage, par exemple, il est difficile de maîtriser la trajectoire et la vitesse des grenailles. De plus, la pollution de la surface, comme le montre l'étude de Sun et al. [49], peut également être un problème à prendre en compte.

Compte tenu de tous ces inconvénients et limitations, tant les industriels que les cher-



(1) Surface de la pièce (a) à l'état initial puis (b) après grenailage ultrasonore.



(2) Coupe de la surface de la pièce observée au Microscope Electronique à Balayage : (a) avant le traitement et (b) après le traitement de surface ultrasonore

FIGURE 1.27 – Mise en évidence de l'apparition d'une couche de fer polluant la surface de l'alliage AA7150 due au grenaille utilisé lors du grenailage [49]

cheurs s'intéressent à de nouveaux procédés susceptibles d'éliminer ou de réduire ces limitations tout en obtenant des résultats équivalents, voire meilleurs. Le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (procédé EMP) est l'un de ces procédés innovants qui fait l'objet de ce document.

2 Procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (Procédé EMP)

Le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique est un procédé qui exploite le phénomène d'induction électromagnétique pour introduire des contraintes résiduelles dans des pièces mécaniques. Les impulsions électromagnétiques sont utilisées dans ce cas pour introduire des forces de Laplace dans le matériau de la

pièce à traiter, ce qui entraîne la déformation plastique et l'introduction de contraintes résiduelles dans la pièce.

Les impulsions électromagnétiques sont exploitées dans divers procédés, notamment la mise en compression par impulsion électromagnétique [6]-[8] qui est au cœur de cette thèse, ainsi que la mise en forme électromagnétique [51], [52], le chauffage par induction [53], [54], le soudage par induction [55], entre autres, dans le but d'atteindre divers objectifs. L'objectif recherché dans la mise en compression et la mise en forme électromagnétique est l'introduction des forces de Laplace pour déformer la pièce mécanique, tandis que dans le chauffage par induction et dans le soudage par induction, c'est l'échauffement de la pièce qui est recherché.

Les procédés de mise en compression et de mise en forme électromagnétique reposent sur les mêmes bases physiques. Un champ magnétique d'intensité élevée est utilisé pour générer une force capable de déformer des pièces mécaniques. La différence entre la mise en forme électromagnétique et la mise en compression par impulsion électromagnétique réside dans l'épaisseur des pièces traitées. La mise en compression par impulsion électromagnétique (Procédé EMP) traite des pièces d'épaisseurs importantes, tandis que la mise en forme par impulsion électromagnétique (Procédé EMF) s'applique à des pièces dont l'épaisseur ne dépasse pas 5 mm [56].

Dans l'EMF et l'EMP, les pièces traitées sont généralement des pièces conductrices de courant électrique. Tout matériau conducteur de courant est sujet à des courants induits, également appelés courants de Foucault, lorsqu'il est soumis à un champ magnétique variable dans le temps. La circulation de ces courants dans les matériaux entraîne, par effet Joule, l'élévation de la température de la pièce, ce qui peut être l'objectif dans le chauffage par induction, mais peut être indésirable dans certains cas si l'élévation de la température modifie la microstructure du matériau. Sachant que ce phénomène peut se produire à la fois dans l'EMF et dans l'EMP, leur modélisation doit prendre en compte les éventuels effets thermiques.

Étant donné que plusieurs phénomènes physiques sont en jeu dans ce procédé, son étude nécessite le couplage de ces phénomènes. Pour cela, cette partie abordera les différentes approches de modélisation et de simulation des procédés couplant les phénomènes électromagnétiques et mécaniques. Les différentes approches de couplage des phénomènes physiques mis en jeu seront présentées. Cependant, avant d'aborder cet aspect de l'étude, une présentation du procédé EMF, qui a fait l'objet de nombreuses études numériques et expérimentales et sur lequel se sont basés les premiers travaux sur

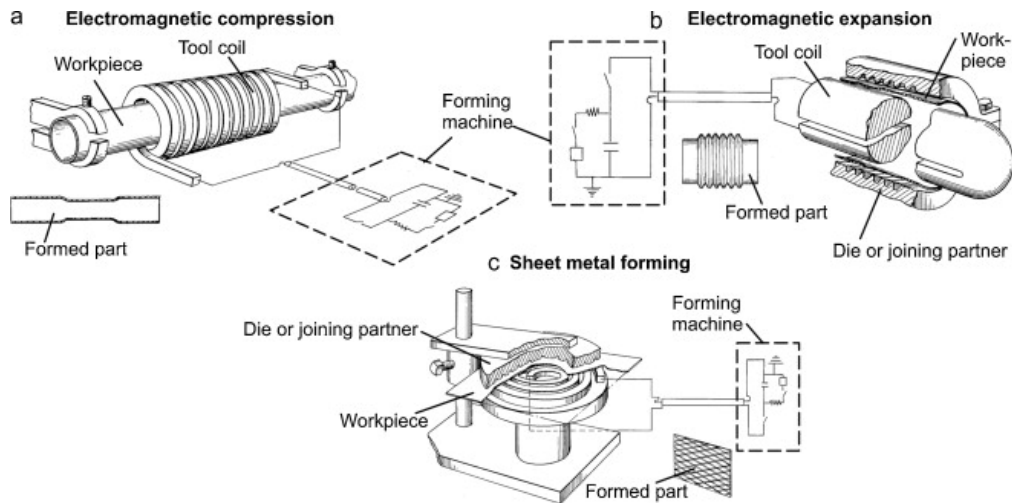


FIGURE 1.28 – Différents type de mise en forme électromagnétique [56], [57].

le procédé EMP, sera proposée, de même que les quelques travaux sur le procédé EMP.

2.1 Mise en forme électromagnétique

La mise en forme électromagnétique (Electro Magnetic Forming, EMF) est un procédé de mise en forme de pièces métalliques qui se caractérise par l'absence de contact direct entre la pièce et l'outil de mise en forme. Ce procédé repose sur l'utilisation de forces électromagnétiques. Pour ce faire, un courant électrique est généré dans un inducteur à l'aide d'un générateur de signaux. Le passage du courant électrique dans l'inducteur crée un champ magnétique, qui à son tour induit des courants de Foucault dans le matériau de la pièce. La présence de ces courants de Foucault ainsi que du champ magnétique généré produit des forces de Laplace qui déforment la pièce. Pendant le procédé, la pièce est déplacée à des vitesses élevées, pouvant atteindre jusqu'à 100 m/s en moins de 0.1 ms.

La mise en forme électromagnétique peut être classée en trois principaux types, en fonction de la position relative de la pièce par rapport à l'inducteur (bobine), comme illustré dans la figure (1.28). Ces trois types sont les suivants : la compression d'un tube, l'expansion d'un tube et la mise en forme de tôle mince.

1. Dans le cas de la compression d'un tube, une bobine de forme cylindrique est utilisée, et elle entoure la pièce à déformer.
2. Pour l'expansion d'un tube, la bobine est placée à l'intérieur du tube, agissant ainsi sur sa paroi pour provoquer l'expansion.
3. En ce qui concerne la mise en forme de tôle mince, une bobine plane est géné-

ralement utilisée, et elle est positionnée parallèlement à l'une des surfaces de la plaque. Si nécessaire, une matrice dédiée peut être placée du côté opposé de la plaque pour obtenir la forme souhaitée.

La mise en forme de plaque mince permet le traitement de plaques ayant une épaisseur allant jusqu'à 5 mm et des surfaces variant généralement de 10^{-4} à 0.02 mètres carrés [56], [57]. Les premières études qui se sont intéressées au procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique ont pris comme référence le traitement des plaques minces, essentiellement à cause du fait qu'il permet le traitement d'une grande surface en une impulsion. Le procédé EMP est présenté dans la section suivante.

2.2 Mise en compression par impulsion électromagnétique

Les procédés de mise en compression des pièces ont pour but l'amélioration de la durée de vie des pièces mécaniques traitées. Comme présenté plus haut, bien que les procédés existants présentent de nombreux avantages, ils ont également un certain nombre d'inconvénients qui peuvent s'avérer néfastes pour les pièces. Pour éviter ces risques, les recherches sont en cours afin de trouver un procédé pouvant permettre d'obtenir des résultats aussi bons, voire meilleurs que les procédés existants tout en éliminant les inconvénients de ces derniers. Le procédé EMP qui fait l'objet de cette thèse est un candidat idéal.

Le procédé EMP est un procédé innovant utilisant le phénomène d'induction électromagnétique pour déformer plastiquement un matériau en vue d'introduire des contraintes résiduelles dans ce dernier. La littérature est quasi vierge en ce qui concerne ce procédé, toutefois, les travaux de Dydo *et al.* [6] ont montré la possibilité de la mise en œuvre du procédé en énumérant son principe. Sonde *et al.* [7], [58] ont étudié la modélisation du procédé et enfin Chazottes-lecontes *et al.* [8] ont mis en place un dispositif expérimental du procédé.

2.2.1 Principe et avantages du procédé EMP

Le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (procédé EMP) est un procédé mettant en œuvre un fort champ électromagnétique transitoire dans le but de contraindre la surface des matériaux à traiter. La figure 1.29 présente de manière simplifiée le dispositif de ce procédé. Le dispositif comprend un générateur d'impulsion qui est relié à l'inducteur, l'inducteur étant l'outil de traitement et situé à une certaine

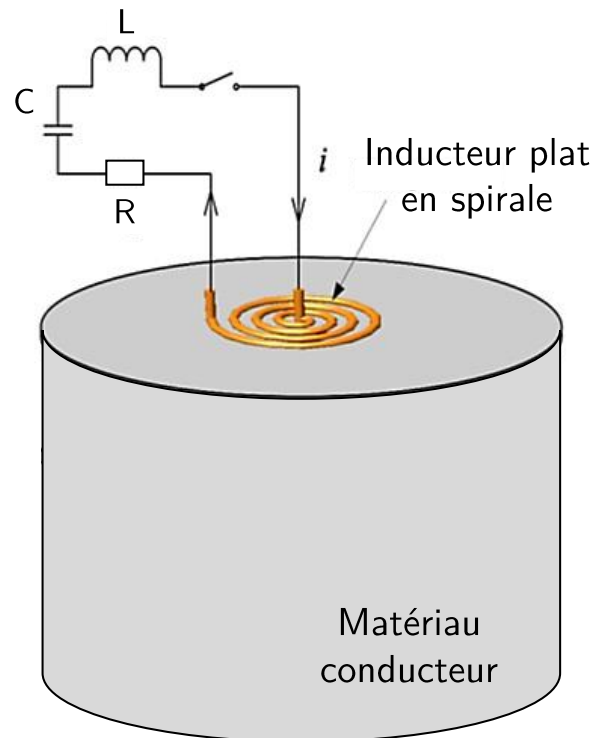


FIGURE 1.29 – Schéma de principe du dispositif de la mise en compression par impulsion électromagnétique [7].

distance de la pièce à traiter.

Le générateur d'impulsion est constitué d'une source de tension et d'un ensemble de condensateurs. L'ensemble de condensateur sert à stocker l'énergie nécessaire au procédé, qui sera déchargée dans l'inducteur. Cette décharge fait passer un courant sinusoïdal dans l'inducteur, produisant ainsi un champ magnétique variable autour de celui-ci. La présence du champ magnétique variable induit des courants de Foucault dans une pièce placée à proximité de l'inducteur. L'interaction du champ magnétique et des courants de Foucault génère des forces de Laplace dans la pièce. Les forces ainsi générées peuvent être importantes et entraîner la déformation plastique des couches superficielles de la pièce, introduisant ainsi des contraintes résiduelles de compression dans celle-ci.

L'efficacité du procédé dépend de l'intensité du champ magnétique variable créé par le passage du courant dans l'inducteur. De plus, il est essentiel que la pièce se trouve à une distance appropriée de l'inducteur pour interagir avec le champ magnétique généré. Ainsi, le courant électrique traversant l'inducteur et la distance entre la pièce et l'inducteur sont des paramètres cruciaux à contrôler dans le procédé EMP.

Les avantages du procédé résident dans le faible nombre de paramètres à contrôler et la faible modification de l'état de surface, voire l'absence de modification. En raison de l'absence de contact entre l'inducteur et la pièce, la rugosité de la pièce est préservée. Ce-

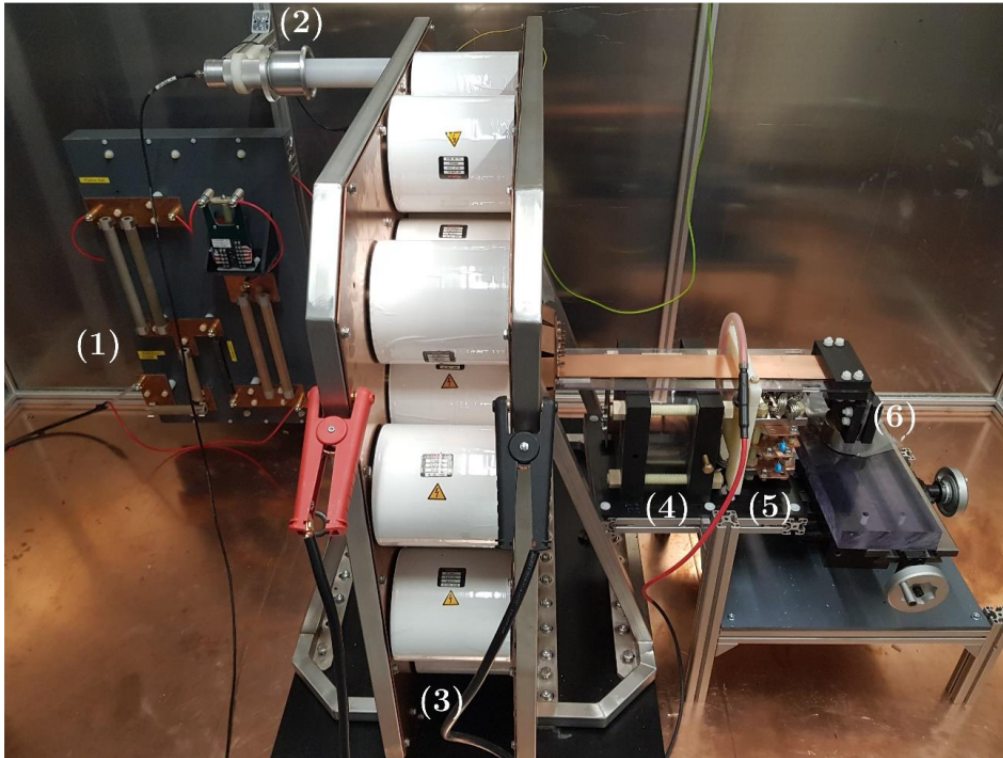


FIGURE 1.30 – Prototype du dispositif EMP : (1) panneau électrique de protection du banc et de l'alimentation, (2) Sonde haute tension PVM-1, (3) banc de condensateurs, (4) Éclateur, (5) support de diode et (6) inducteur avec la table XY en dessous. [8]

pendant, la production de champs magnétiques de forte intensité nécessite un dispositif capable de relever le défi technologique de l'électronique de puissance.

Un dispositif du procédé est en cours de développement au LaMCoS. Les travaux de Chazottes-lecontes *et al.* ont permis de mettre en place une première version du dispositif du procédé, comme présenté à la figure 1.30.

Le courant traversant l'inducteur est responsable de la génération du champ magnétique. Pour déterminer ce courant, il est indispensable de connaître les caractéristiques du dispositif du procédé EMP.

2.2.2 Les caractéristiques électriques du dispositif EMP

Pour générer des forces dans le matériau à traiter, le circuit électrique du dispositif EMP est mis en jeu pour produire un courant variable qui, traversant l'inducteur, génère un champ magnétique variable. Ce champ magnétique, associé aux courants induits, est responsable de la génération de la force de Laplace dans le matériau. Pour modéliser le procédé EMP, la détermination du courant traversant l'inducteur est indispensable.

Le courant traversant l'inducteur dépend du circuit électrique. Comme indiqué à la figure 1.29, le système EMP est constitué de deux parties. La première partie représente

le générateur de courant et l'inducteur, tandis que la deuxième partie représente la pièce. Le générateur de courant est constitué d'une source de courant continu et d'un banc de condensateurs. La source est utilisée pour charger les condensateurs, qui se déchargent dans l'inducteur, produisant ainsi de l'énergie magnétique qui se transforme en énergie mécanique pour déformer la pièce. Le passage du courant dans l'inducteur crée des courants induits dans la pièce par le phénomène d'induction magnétique.

Les sections (2.1) et (2.2) ont permis de présenter respectivement le procédé EMF et le procédé EMP et de montrer la similitude entre ces deux procédés. Le procédé EMF a fait l'objet de plusieurs travaux en comparaison avec le procédé EMP. Les premiers travaux sur le procédé EMP se sont donc basés sur l'EMF. Dans la section suivante, les approches de couplage des différentes physiques mises en jeu dans le procédé EMF et EMP seront présentées.

2.3 Les différentes approches de couplage des phénomènes physiques dans le procédé EMP et dans le procédé EMF

La modélisation et la simulation des procédés impliquant l'interaction de plusieurs phénomènes physiques sont difficiles en raison des interactions entre ces différents phénomènes. La modélisation et la simulation du procédé de mise en forme électromagnétique, et donc de la mise en compression par impulsion électromagnétique, sont rendues difficiles en raison de l'interaction entre l'électromagnétisme, la mécanique et la thermique, qui sont les phénomènes physiques intervenant dans ces procédés. Il est communément admis dans la mise en forme électromagnétique que la contribution de la thermique est négligeable en raison des pseudo-fréquences de courant assez élevées mises en jeu [59]. Par conséquent, l'électromagnétisme et la mécanique sont les deux phénomènes pris en compte pour la modélisation du procédé EMF. Dans le procédé EMP, les pseudo-fréquences sont encore plus élevées, ce qui permet de formuler les mêmes hypothèses. Il existe deux principales approches de modélisation à cet effet, à savoir une approche non-couplée qui consiste à résoudre les problèmes électromagnétiques sans prendre en compte la déformation de la pièce, et une approche couplée qui intègre la déformation de la pièce dans la résolution des problèmes électromagnétiques et mécaniques.

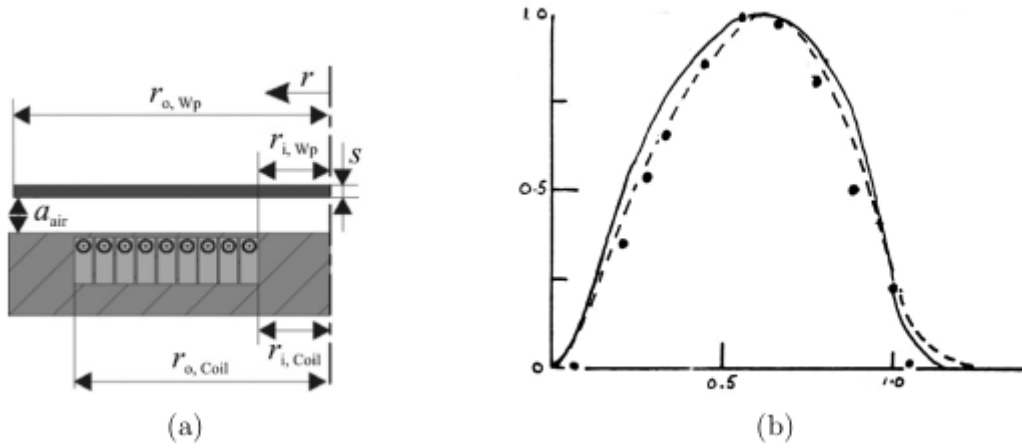


FIGURE 1.31 – Paramètres (a) et distribution radiale (b) de la pression magnétique sur une plaque [60].

2.3.1 Approche non-couplée

L'approche non-couplée dans la mise en forme électromagnétique se caractérise par la résolution numérique ou analytique des équations de Maxwell, qui gouvernent les problèmes électromagnétiques, sans tenir compte de la déformation de la pièce. Dans la résolution du problème mécanique, la pression magnétique est utilisée comme chargement mécanique. Cette pression est obtenue en intégrant sur l'épaisseur de la pièce les forces de Laplace obtenues après l'analyse électromagnétique. Cette méthode permet d'obtenir les contraintes et déformations supposées dans la pièce à la fin du procédé.

Al-Hussani [60] a déterminé la distribution de la pression magnétique sur une plaque conductrice pour différentes géométries d'inducteurs. Pour un inducteur en spirale, qui est l'inducteur le plus adapté pour la mise en compression électromagnétique, la pression P_r est donnée par l'équation (1.3) et est représentée sous forme adimensionnelle dans la figure (1.31). Cette distribution a été comparée à des résultats expérimentaux. La pression P_r dépend de paramètres géométriques tels que le nombre de spires de l'inducteur n , la largeur des spires l , le rayon interne r_i et le rayon externe r_o , l'espace entre la pièce et l'inducteur a_{air} , ainsi que de l'intensité du courant.

$$P_r = \frac{\mu_0 I^2 n^2}{2\pi^2 l^2} \left[\arctan \left(\frac{-2a_{air}r}{a_{air}^2 + r_{o,coil}^2 - r^2} \right) + \arctan \left(\frac{-2a_{air}r}{a_{air}^2 + r_{i,coil}^2 - r^2} \right) \right]^2 \quad (1.3)$$

Pour étudier l'effet de la mise en forme électromagnétique sur la formabilité d'une plaque d'aluminium, Imbert *et al.* [61] ont utilisé la distribution précédente dans le cadre

d'une approche non-couplée pour une simulation par éléments finis à l'aide du code commercial LS-DYNA. Correia *et al.* [62] ont adopté une méthodologie légèrement différente des modèles précédents. Pour simuler la mise en forme électromagnétique d'une plaque d'aluminium, ils ont résolu les équations de Maxwell par la méthode des différences finies, en négligeant la vitesse de déplacement de la plaque au cours de la mise en forme. Ensuite, ils ont effectué une simulation par éléments finis du problème mécanique avec ABAQUS/Explicit, en considérant la pression magnétique obtenue par intégration le long de l'épaisseur de la plaque des forces de Laplace comme chargement mécanique. Les résultats obtenus sont cohérents avec des résultats expérimentaux.

2.3.2 Approche couplée

L'approche couplée se caractérise par un couplage entre les phénomènes électromagnétiques et mécaniques. Dans l'approche couplée, on distingue un couplage fort et un couplage faible. Le couplage fort nécessite la connaissance détaillée du circuit électrique du dispositif et la prise en compte des interactions complexes entre tous les phénomènes mis en jeu dans le procédé. Il est difficile de satisfaire toutes ces exigences, ce qui rend complexe la mise en œuvre de cette approche dans la modélisation du procédé. En ce qui concerne le couplage faible, il consiste à déterminer le courant dans un premier temps. Ce courant est par la suite utilisé pour résoudre de manière itérative les problèmes électromagnétiques et mécaniques en prenant en compte la déformation de la pièce pendant le procédé.

Pour ce faire, la durée totale de l'analyse du problème est subdivisée en plusieurs macro-pas de temps. À chaque macro-pas de temps, les équations de Maxwell sont résolues pour déterminer les forces de Laplace. Ces forces sont utilisées pour les calculs mécaniques afin de déterminer la déformation de la pièce. Après ces étapes, la géométrie de la pièce est mise à jour pour la résolution des problèmes électromagnétiques dans le macro-pas de temps suivant, afin de déterminer les nouvelles forces de Laplace. Ce processus est répété jusqu'au dernier macro-pas de temps. L'approche faiblement couplée est la plus utilisée dans la littérature compte tenu du bon compromis entre la complexité du calcul et la précision des résultats.

Contrairement à l'approche non-couplée, l'approche couplée prend en compte la variation de la géométrie de la pièce. Cette variation de géométrie influence la sollicitation magnétique. Beerwald *et al.* [63] ont démontré l'influence de la déformation sur les forces magnétiques.

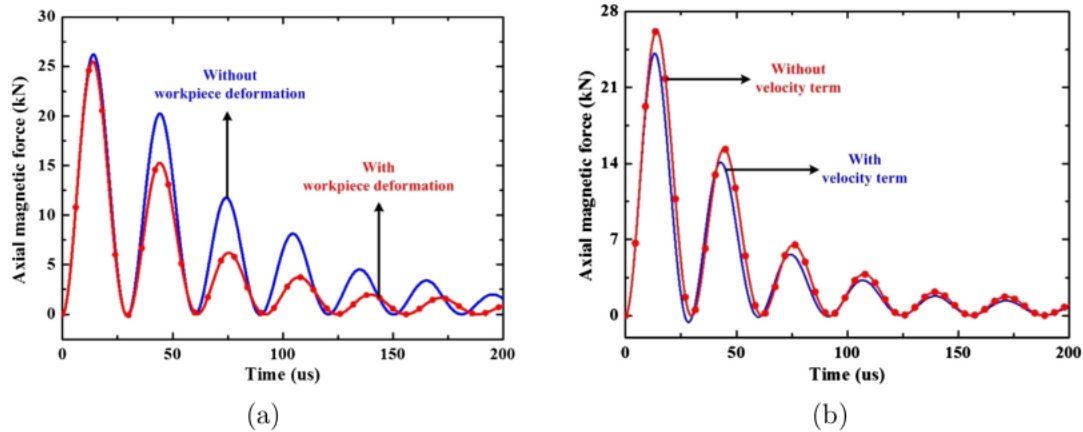


FIGURE 1.32 – Effet de la déformation (a) et de la vitesse de déplacement (b) de la plaque sur la force magnétique axiale [64].

Cao *et al.* [64] ont étudié la dynamique de la mise en forme d'une plaque de métal par la méthode des éléments finis, en examinant notamment l'effet de la vitesse de déplacement et de la déformation de la pièce. Ils ont ainsi montré l'impact de la prise en compte de la déformation de la pièce et de sa vitesse de déplacement (Figure 1.32) sur la force magnétique.

Takatsu *et al.* [65] ont étudié le formage libre d'une plaque mince circulaire, avec une bobine plate comme inducteur, en utilisant une méthode numérique basée sur l'approche couplée. Leur approche implique un couplage relativement fort entre électromagnétisme et mécanique. L'intensité du courant et le champ magnétique induit sont calculés à chaque pas de temps à l'aide de l'équation caractéristique du circuit électrique équivalent pour le courant, ainsi que des équations de Maxwell pour le champ magnétique. Leur méthode prend en compte non seulement la déformation de la pièce dans la détermination des forces magnétiques, mais aussi la détermination du courant, car la variation de la géométrie influence l'inductance mutuelle entre la pièce et l'inducteur. Takatsu *et al.* [65] ont non seulement considéré l'interaction entre le champ magnétique et l'évolution de la géométrie, mais également l'effet de la vitesse de déplacement de la pièce. Pour un disque en aluminium et un inducteur en spirale composé de 5 spires, la figure (1.33) présente une comparaison entre les résultats obtenus numériquement et expérimentalement en termes d'intensité du champ magnétique et de la flèche de déformation. Les résultats numériques sont en accord avec les mesures expérimentales.

Manea *et al.* [66] ont mis l'accent sur l'influence de la vitesse de déplacement de la pièce dans la mise en forme électromagnétique. Leur étude a montré que l'effet de la vitesse de déplacement de la pièce devient important à partir d'une vitesse de 10^7 m/s.

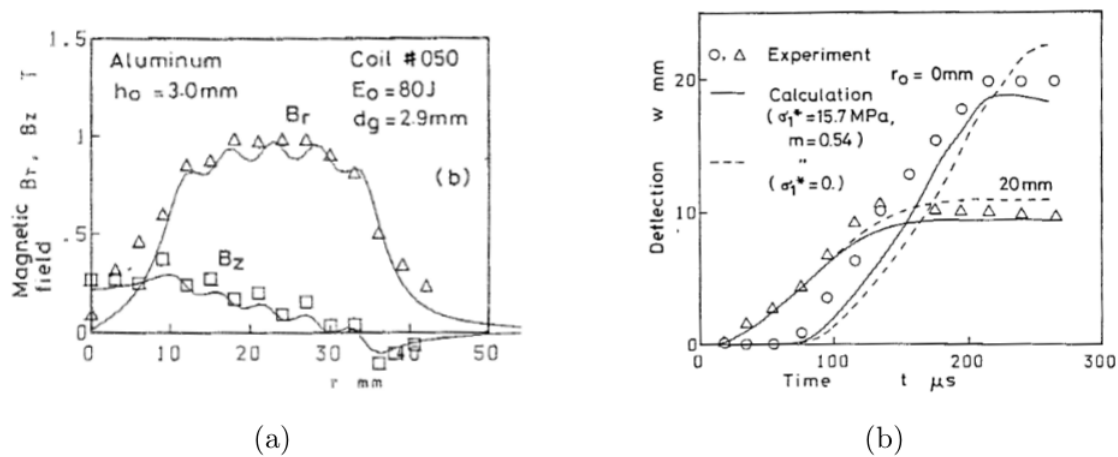


FIGURE 1.33 – Comparaison des résultats numériques et expérimentales du champ magnétique (a) et de la déflexion (b) d'une plaque lors de la mise en forme électromagnétique [65].

Cette vitesse est très largement supérieure aux vitesses de déplacement généralement atteintes dans la mise en forme électromagnétique, qui sont de l'ordre de quelques centaines de m/s . Par conséquent, les résultats obtenus en utilisant les équations de Maxwell en régime stationnaire représentent une bonne approximation de la réalité.

Les travaux cités précédemment ont été réalisés en 2D, souvent en 2D axisymétrique. Les chercheurs sont confrontés à un problème majeur lorsqu'ils tentent de modéliser et de simuler tridimensionnellement le procédé de mise en forme électromagnétique, à savoir le temps de calcul. En modélisation tridimensionnelle, il est nécessaire de prendre en compte l'inducteur, la pièce et l'air ambiant, ce qui augmente la taille du modèle et, par conséquent, le temps de calcul. De plus, pour obtenir une distribution précise du champ magnétique dans la zone d'intérêt, le maillage doit être dense. Plusieurs travaux ont proposé des méthodes pour réaliser une modélisation et une simulation tridimensionnelles [59], [67]-[69].

Robin et al. [59] ont présenté un modèle de simulation tridimensionnelle basé sur une approche couplée. Ils ont analysé le problème électromagnétique en 3D couplé avec une simulation 3D mécanique de plaques et de tubes. Dans leur modèle, deux codes à éléments finis distincts ont été utilisés en fonction du problème. SYSMAGNA a été utilisé pour l'électromagnétisme, tandis que PAM-STAMP a été utilisé pour la mécanique. PAM-STAMP, un logiciel de simulation de procédé d'emboutissage, a été choisi pour mieux simuler le formage en présence d'une matrice et pour prendre en compte les contacts mécaniques. Une interface a été développée pour introduire les forces électromagnétiques calculées par SYSMAGNA dans PAM-STAMP à intervalles réguliers. La déformation de la pièce a ensuite été prise en compte dans le modèle électromagnétique pour l'incrément

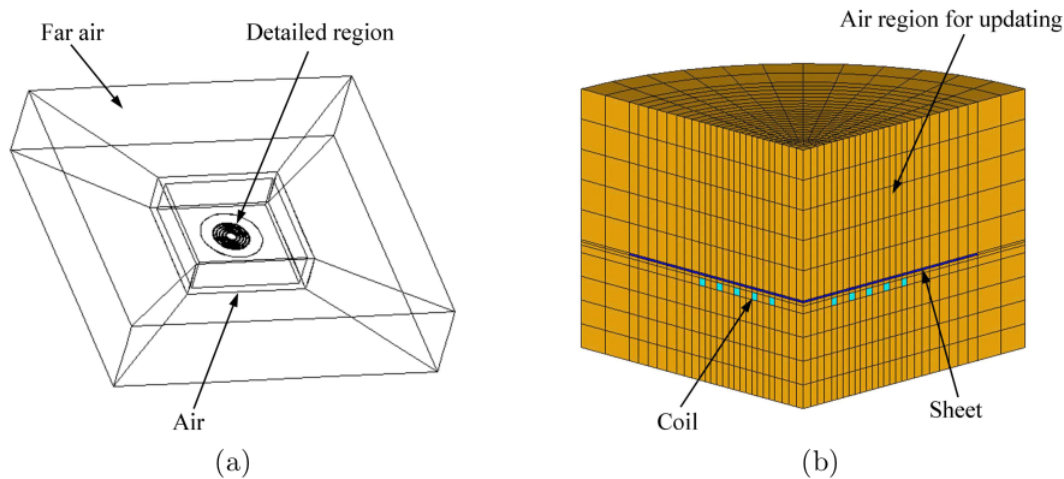


FIGURE 1.34 – Modélisation 3D de la mise en forme d'une plaque mince [71]

ment de temps suivant. L'air environnant a été maillé pour reproduire la propagation du champ magnétique produit par l'inducteur. Plusieurs études expérimentales de mise en forme de tubes et de plaques minces ont permis de valider le modèle.

D'autres auteurs tels qu'Oliveira et al. [70] et Cui et al. [71] ont proposé des modèles similaires à celui de Robin et al. en utilisant des logiciels différents. Le modèle proposé par Cui et al. prend en compte la double symétrie du problème. Les forces électromagnétiques ont été calculées avec ANSYS/MEAG, puis transférées pour la résolution du problème mécanique dans ANSYS/MECHANICAL.

Les modèles présentés précédemment nécessitent souvent un remaillage de l'air à chaque incrément de temps. Pour éviter cette opération de remaillage, une technique combinant les éléments finis et les éléments de frontière est utilisée. La méthode des éléments de frontière est employée pour représenter l'air ambiant. Cette technique a été utilisée par Pascal et al. [72] pour modéliser les procédés de chauffage par induction. Robin et al. [59] ont également utilisé avec succès cette méthode pour modéliser la mise en forme électromagnétique de finition d'un congé après emboutissage.

Conclusion

Cette première partie du document a permis de donner une vue d'ensemble des procédés de mise en compression classiques et de situer le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique par rapport aux procédés existants. L'intérêt de ces procédés dans l'augmentation de la durée de vie des pièces a été présenté, ainsi que les in-

convénients et les limitations liés à leur utilisation. Ces inconvénients et limitations ont suscité des réflexions sur de nouveaux procédés visant à obtenir de meilleurs résultats que les procédés actuels. C'est cette problématique à laquelle répond le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique, qui fait l'objet de cette étude.

Le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique a fait l'objet de peu de travaux, tant sur le plan expérimental que numérique. Les premiers travaux de modélisation se sont basés sur le procédé de mise en forme électromagnétique, qui présente des similitudes avec le procédé EMP et qui a été étudié dans la littérature. Ces études ont utilisé des modèles 2D axisymétriques. Dans la suite du document, le procédé EMP sera présenté en détail, ainsi qu'un modèle de simulation permettant de le comprendre. Étant donné que la littérature est vierge en ce qui concerne les modèles 3D, l'un des objectifs de cette thèse est de se tourner vers la modélisation 3D du procédé EMP en proposant une approche pour simuler les contraintes résiduelles introduites dans une pièce en 3D.

Chapitre 2

Procédé EMP : Modélisation et Simulation 2D axisymétrique

La compréhension du procédé EMP passe par sa modélisation. Dans ce chapitre, un modèle de simulation couplé électromagnétique-mécanique 2D axisymétrique sera présenté dans un premier temps. Ce modèle sera ensuite utilisé pour simuler le procédé EMP dans différents cas de figure afin de mettre en évidence l'influence d'un certain nombre de paramètres sur l'efficacité du procédé. Un alliage d'aluminium de type AA6061 sera utilisé comme matériau dans la simulation.

Sommaire

Introduction	46
1 Principes et les caractéristiques électriques du procédé EMP .	48
1.1 Principe du procédé EMP	48
1.2 Caractéristiques électriques du dispositif EMP	49
1.2.1 Détermination du courant traversant le circuit	49
1.2.2 Détermination de l'inductance de l'inducteur	50
1.3 Profil temporel du courant électrique dans l'inducteur	51
2 Modélisation du procédé EMP : Couplage électromagnétique mécanique	52
2.1 Méthodologie mise en œuvre	52
2.2 Modèle électromagnétique	56
2.2.1 Couplage éléments finis et éléments de frontière	59
2.3 Modèle mécanique	59
2.4 Validation du Modèle électromagnétique et du couplage électro- magnétique mécanique	60
3 Application du modèle pour simuler le procédé sur une plaque massive et un barreau cylindrique.	63
3.1 Matériau d'étude	63
3.2 Les paramètres électriques utilisés dans les simulations et géomé- trie du modèle	64
3.3 simulation d'une plaque massive	66
3.3.1 Maillage du modèle	68
3.3.2 Plan de simulation	68
3.3.3 Résultats et discussion	69
3.3.4 Etude paramétrique sur le procédé EMP	71
3.3.4.1 Variation de l'intensité du courant dans l'induc- teur	71
3.3.4.2 Variation de la conductivité électrique	75
3.3.4.3 Variation de la limite élastique de la pièce.	75
3.3.4.4 Influence de l'espacement inducteur pièce	78

3.3.5	Conclusion sur les résultats de simulation avec l'inducteur plan en spirale	79
3.3.6	Optimisation de l'inducteur	80
3.3.6.1	Réduction de charge sur l'inducteur	80
3.3.6.2	Assemblage résine inducteur	85
3.4	Simulation d'une pièce cylindrique	85
3.4.1	Plan de Simulation	87
3.4.2	Simulation 2D sur une pièce cylindrique avec variation de l'intensité du courant	88
3.4.3	Simulation 2D multi-impacts sur une pièce cylindrique avec variation de l'intensité du courant par impact	90
3.4.4	Étude paramétrique : variation du rayon de l'inducteur .	90
4	Conclusion	96

Introduction

Les contraintes résiduelles jouent un rôle crucial dans la durée de vie des pièces mécaniques, en particulier en ce qui concerne la fatigue. Si ces contraintes sont en traction, elles constituent une faiblesse en favorisant l'initiation et la propagation de fissures, ce qui est préjudiciable pour la pièce mécanique. En revanche, si elles sont en compression, elles limitent ce phénomène d'initiation et de propagation des fissures dans la pièce. Pour introduire ces contraintes de compression dans les pièces mécaniques, plusieurs procédés ont été développés. Le grenailage est le procédé le plus couramment utilisé, mais il existe également d'autres méthodes telles que la mise en compression par choc laser et la mise en compression par jet d'eau. Ces procédés présentent des avantages indéniables, mais ils sont également assortis de limitations et d'inconvénients.

Afin de surmonter ces limitations et inconvénients, de nouveaux procédés innovants ont été développés. Le procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique (procédé EMP) est l'un de ces procédés. Les principes du procédé EMP ont été énoncés par Dydo *et al.* [6] dans un brevet américain publié en 2008. En se basant sur ce brevet, Sonde *et al.* [7], [58] ont modélisé le procédé EMP, utilisant ce modèle pour effectuer une simulation axi-symétrique démontrant la capacité à mettre en compression des pièces conductrices de courant électrique. Les travaux de Chazottes-Leconte *et al.* [8] ont abouti à la création d'un premier prototype pour des tests expérimentaux. Ces différentes études ont mis en évidence le potentiel du procédé EMP et ses avantages pour pallier les inconvénients et limitations des procédés classiques mentionnés précédemment.

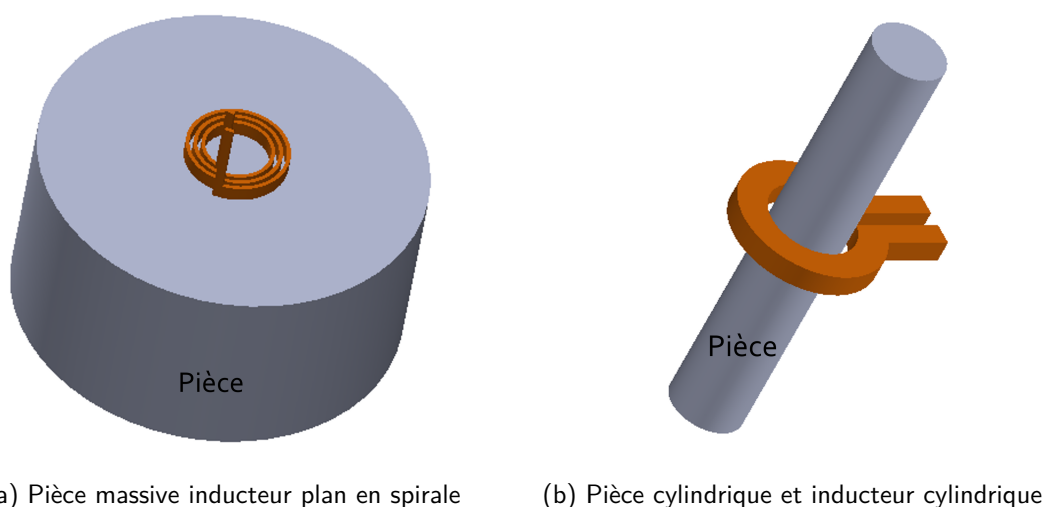


FIGURE 2.1 – Géométrie d'inducteur et de pièce dans les simulation : (2.1a) inducteur plan en spirale et pièce massive, (2.1b) inducteur cylindrique et pièce cylindrique.

Le procédé EMP utilise un champ magnétique variable d'une grande intensité pour générer des forces de Laplace suffisamment importantes pour déformer plastiquement le matériau à traiter et ainsi induire des contraintes résiduelles de compression dans ce matériau. Pour ce faire, un banc de condensateurs est chargé et déchargé dans un inducteur placé à proximité de la pièce à traiter. La décharge du banc de condensateurs provoque un courant variable dans l'inducteur, créant ainsi un champ magnétique variable. La pièce située dans ce champ magnétique subit des forces de Laplace suffisamment puissantes pour provoquer des déformations plastiques et engendrer des contraintes résiduelles de compression. L'inducteur responsable de la création du champ n'est pas en contact direct avec la pièce, ce qui constitue l'un des avantages du procédé, garantissant ainsi que l'état de surface de la pièce n'est pas altéré par le traitement.

Dans ce chapitre, avant de présenter le modèle de simulation du procédé EMP, le principe du procédé ainsi que les caractéristiques électriques nécessaires à la modélisation seront expliqués. Ensuite, le modèle couplé électromagnétique-mécanique sera présenté. Ce modèle sera utilisé dans un premier temps pour simuler le procédé sur une pièce massive en alliage d'aluminium 6061 qui sera traitée par un inducteur plan en spirale (voir Figure 2.1a). Les résultats de cette simulation seront présentés, et une étude paramétrique sera effectuée pour mettre en évidence l'influence de certains paramètres du procédé sur la déformation de la pièce ainsi que la répartition des contraintes résiduelles en son sein. Par la suite, une partie sera consacrée à l'étude du comportement de l'inducteur sous le procédé en vue de son optimisation. Le modèle sera ensuite appliqué à la simulation du procédé EMP sur une pièce cylindrique. Cette simulation permettra de mettre en évidence les particularités liées à l'utilisation d'un inducteur cylindrique (voir Figure 2.1b) et ouvrira la voie à la possibilité de mettre en place d'autres formes d'inducteurs. Compte tenu de la facilité de mise en œuvre expérimentale de la configuration d'une pièce cylindrique, une étude comparative des résultats expérimentaux et numériques sera présentée en fin de chapitre.

1 Principes et les caractéristiques électriques du procédé EMP

1.1 Principe du procédé EMP

La mise en compression par impulsion électromagnétique consiste à générer des forces de Laplace suffisamment élevées dans une pièce pour la déformer plastiquement et d'y introduire des contraintes résiduelles. Cela implique la création d'un champ magnétique variable d'intensité élevée. Pour ce faire, le dispositif du procédé comprend un inducteur utilisé pour générer le champ magnétique, un générateur d'impulsion de courant composé d'un banc de condensateurs, ainsi qu'une source de tension continue. Tous ces composants sont interconnectés par un circuit électrique.

Les différentes étapes nécessaires pour la mise en compression par impulsion électromagnétique sont les suivantes :

- la fixation de la pièce à sa base et positionnement de l'inducteur près de la zone à traiter ;
- la charge et décharge du banc de condensateurs ;
- le passage d'un courant sinusoïdal amorti dans l'inducteur ;
- la création d'un champ magnétique autour de l'inducteur ;
- l'induction des courants de Foucault dans la pièce ;
- la génération de la force de Laplace dans la pièce ;
- la déformation plastique de la pièce et introduction de contraintes résiduelles de compression dans la pièce.

Pour obtenir une déformation plastique suffisamment élevée pour induire des contraintes résiduelles dans la pièce, il est nécessaire de générer des forces de Laplace d'une grande intensité. Ces forces de Laplace sont contrôlées par le champ magnétique, qui dépend à son tour de l'intensité du courant traversant l'inducteur. Dans les travaux de Sonde [7], il a été démontré qu'il est possible de déformer plastiquement un matériau en alliage à base de nickel 690 en utilisant un courant d'intensité maximale de 400 kA à travers un inducteur spiral plan d'une épaisseur de 5 mm.

Cependant, les limitations du procédé peuvent être d'ordre technologique en raison des niveaux élevés de courant impliqués. Le défi consiste à mettre en place des composants électroniques capables de supporter ces charges importantes. Cet aspect de l'étude du procédé n'est pas traité dans le cadre de cette thèse. Toutefois, CHAZOTTES-

LECONTE et al. [8] ont travaillé à la mise en place d'un dispositif capable de répondre à ces défis. La thèse de Loup PLANTEVIN fait suite à ces travaux dans l'amélioration du dispositif existant.

1.2 Caractéristiques électriques du dispositif EMP

Dans le dispositif du procédé EMP, deux éléments sont indispensables : l'inducteur et le générateur d'impulsion (composé d'une source de tension et d'un banc de condensateurs). Ces deux ensembles d'éléments sont connectés à la pièce par le biais de l'interaction entre l'inducteur et la pièce lors du traitement EMP.

Pour le traitement, l'énergie électrique stockée dans le banc de condensateurs est convertie en énergie électromagnétique entre l'inducteur et la pièce. Le système EMP peut donc être considéré comme un transformateur d'énergie entre le groupe formé par l'inducteur et le générateur d'impulsion, et la pièce. Ces deux ensembles sont reliés par l'inductance mutuelle entre l'inducteur et la pièce. Pour déterminer le courant dans l'inducteur, il est nécessaire de connaître la résistance électrique du circuit, l'inductance de l'inducteur et de la pièce, ainsi que l'inductance mutuelle. La capacité du banc de condensateurs et la tension de charge sont des données connues. Il est souvent admis, notamment dans la mise en forme électromagnétique, que le processus se déroule dans un intervalle de temps très court, de sorte que l'inductance peut être considérée comme constante [62]. Dans le cas de l'EMP, le processus se déroule dans un intervalle de temps encore plus court, ce qui permet également d'admettre la même hypothèse. Ainsi, l'inductance mutuelle dans le processus peut être négligée, et le circuit peut être représenté sous la forme d'un circuit RLC en série.

1.2.1 Détermination du courant traversant le circuit

Comme évoqué dans la section précédente sur les caractéristiques électriques, le système EMP peut être considéré comme un circuit série RLC, avec R représentant la résistance électrique totale dans le circuit, L l'inductance équivalente, et C la capacité totale du banc de condensateurs. En connaissant la tension U de charge des condensateurs, l'énergie électrique E stockée par les condensateurs peut être déterminée comme suit :

$$E = \frac{1}{2}CU^2 \quad (2.1)$$

Le passage du courant dans l'inducteur se produit après la décharge du banc de

condensateurs dans l'inducteur. La résolution de l'équation différentielle (Eq. 2.2) permet de déterminer l'évolution temporelle du courant sinusoïdal amorti traversant l'inducteur. Cette équation différentielle décrit comment le courant dans l'inducteur décroît avec le temps en raison de l'inductance et de la résistance du circuit. La solution de cette équation donnera une courbe qui montre comment le courant varie au fil du temps jusqu'à atteindre un état stationnaire. Cela est essentiel pour comprendre la manière dont le champ magnétique évolue dans le système EMP au fil du temps et comment il interagit avec la pièce pour générer les forces de Laplace nécessaires au processus de mise en compression par impulsion électromagnétique.

$$L \frac{dI(t)}{dt} + RI(t) + \frac{1}{C} \int I(t) dt = 0 \quad (2.2)$$

La résolution de 2.2 avec les conditions initiales $I(0) = 0$ et $L \frac{dI(0)}{dt} = U$ donne l'expression du courant électrique traversant l'inducteur en fonction du temps sous sa forme sinusoidale amortie.

$$I(t) = I_m \exp(-\xi t) \sin(\omega t) \quad (2.3)$$

$$\xi = \frac{R}{2L} \quad \omega = 2\pi f = \sqrt{\frac{1}{LC} - \xi^2} \quad I_m = \frac{U}{\omega L}$$

avec I_m l'intensité maximale du courant, ξ le coefficient d'amortissement et ω la pulsation propre.

La tension U ainsi que la capacité C des condensateurs sont des paramètres connus. Ce sont les paramètres les mieux contrôlables dans le procédé. En revanche, l'inductance totale L dépend de l'inducteur utilisé et du circuit électrique. Cette inductance peut être déterminée en connaissant la géométrie de l'inducteur.

1.2.2 Détermination de l'inductance de l'inducteur

Il existe essentiellement deux types d'inducteurs, à savoir les solénoïdes utilisés pour les pièces cylindriques (voir Figure 2.1b) et les inducteurs plats en spirale (voir Figure 2.1a) employés dans la mise en forme électromagnétique. L'efficacité du procédé dépend de l'intensité du champ généré dans les pièces. Les solénoïdes permettent d'obtenir des champs plus intenses à l'intérieur et des champs très faibles à l'extérieur, ce qui explique leur utilisation pour les pièces cylindriques dans la mise en forme électromagnétique. Les inducteurs plats en spirale sont utilisés pour les surfaces planes en raison de leur

géométrie, et ils permettent de traiter une grande surface en une seule fois avec un faible coefficient d'auto-inductance. Dans le procédé EMP, il est essentiel de minimiser à la fois l'inductance et la résistance totale du système pour garantir une efficacité optimale du procédé.

Pour déterminer l'inductance propre L_0 d'un inducteur, comme illustré dans la figure (2.2), la formule approximative de Weinstein [73] pour un inducteur à une seule spire de section rectangulaire est utilisée (équation 2.4). Sur la figure (2.2), a représente le rayon moyen, b et c sont respectivement la longueur et la largeur de la section de la spire. L'inductance propre L_0 est exprimée en nH (nanohenrys) et les dimensions de l'inducteur en cm (centimètres).

$$L_0 = 4\pi a(\lambda + \mu) \quad (2.4)$$

avec

$$\lambda = \ln \frac{8a}{c} + \frac{1}{12} - \frac{\pi x}{3} - \frac{1}{2} \ln(1+x^2) + \frac{1}{12x^2} \ln(1+x^2) + \frac{x^2}{12} \ln\left(1 + \frac{1}{x^2}\right) + \frac{2}{3} \left(x - \frac{1}{x}\right) \arctan x$$

$$\mu = \frac{c^2}{96a^2} \left[\left(\ln \frac{8a}{c} - \frac{1}{2} \ln(1+x^2) \right) (1+3x^2) + 3.45x^2 + \frac{221}{60} - 1.6\pi x^3 + 3.2x^3 \arctan x - \frac{1}{10x^2} \ln(1+x^2) + \frac{x^4}{2} \ln\left(1 + \frac{1}{x^2}\right) \right]$$

$$x = \frac{b}{c}$$

1.3 Profil temporel du courant électrique dans l'inducteur

Le profil du courant traversant l'inducteur est décrit par l'équation 2.3. Pour obtenir le profil réel du courant, il est nécessaire de déterminer la résistance équivalente R et l'inductance équivalente L du circuit. Pour estimer ces deux paramètres, il est indispensable de disposer de l'architecture complète du dispositif EMP. En effet, les connexions

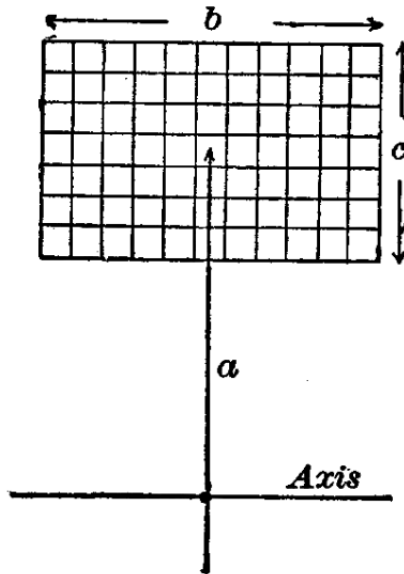


FIGURE 2.2 – Coupe d'un inducteur à une spire rectangulaire [73].

électriques reliant le banc de condensateurs à l'inducteur, ainsi que l'interrupteur (éclateur), introduisent des résistances et des inductances parasites qui influencent le profil du courant.

La figure 2.3 présente le profil du courant traversant l'inducteur. En raison de la résistance électrique et de l'inductance présente dans le dispositif, on observe une décroissance rapide des pics de courant. La première demi-période affiche la plus grande amplitude, suivie d'autres pics de faible amplitude. Étant donné que la déformation de la pièce dépend du niveau de courant et de l'écroutissage du matériau, les pics suivants après la première demi-période sont trop faibles pour induire une modification significative de la pièce. Par conséquent, seule la première demi-période est prise en compte dans la simulation, comme le montre la figure 2.3. Le courant ainsi déterminé est utilisé comme paramètre d'entrée dans le modèle de simulation du procédé.

2 Modélisation du procédé EMP : Couplage électromagnétique mécanique

2.1 Méthodologie mise en œuvre

Comme précédemment expliqué, la modélisation du procédé EMP implique la prise en compte de trois phénomènes physiques : l'électromagnétisme, la mécanique et la thermique. Cependant, dans le procédé EMP, l'effet thermique est généralement négligé.

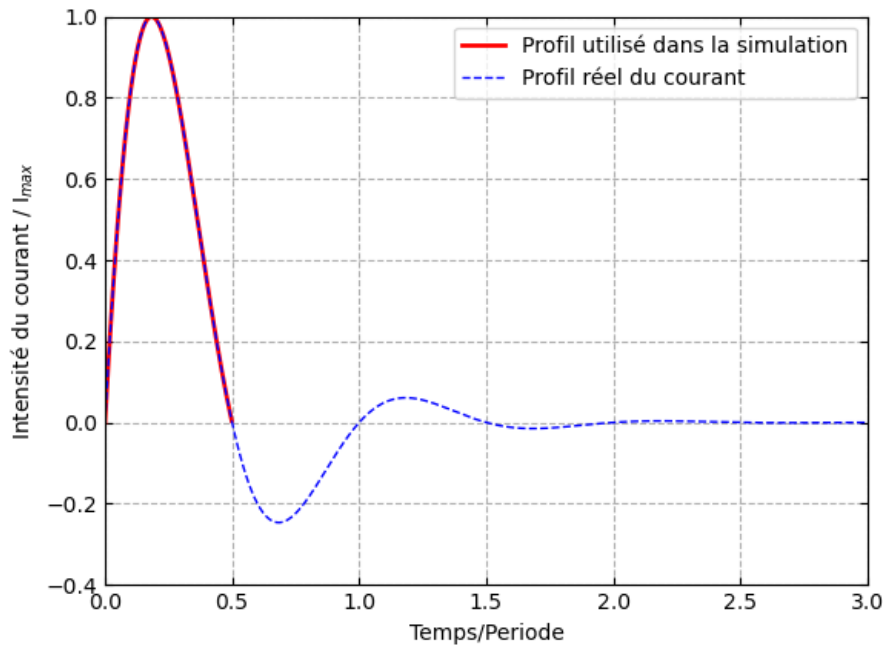


FIGURE 2.3 – Profil réel du courant et profil utilisé dans la simulation

Contrairement au chauffage par induction, où l'échauffement de la pièce est recherché, dans le procédé EMP, l'objectif principal est la déformation plastique et l'introduction de contraintes résiduelles de compression dans la pièce.

Lorsque le courant traverse l'inducteur, un champ magnétique variable est créé entre la pièce et l'inducteur. Ce champ magnétique induit des courants de Foucault dans la pièce, pouvant générer de la chaleur par effet Joule. Les courants de Foucault pénètrent la pièce sur une profondeur donnée. Cette profondeur de pénétration, appelée épaisseur de peau et notée δ , dépend de la conductivité électrique du matériau de la pièce σ , de sa perméabilité magnétique μ , et de la fréquence (f) du courant électrique dans le système. L'épaisseur de peau est calculée en utilisant l'équation (2.5).

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi\mu\sigma f}} \quad (2.5)$$

En raison des pseudo-fréquences élevées du courant utilisé dans le procédé EMP, l'épaisseur de peau est extrêmement faible, et la durée de l'impulsion magnétique est si courte que l'énergie thermique générée demeure insuffisante pour avoir un impact significatif sur le comportement global de la pièce. Cette hypothèse est valide dans le contexte du procédé EMP, où les pseudo-fréquences sont plus élevées que dans le procédé de mise en forme électromagnétique (EMF) [59], où les pseudo-fréquences sont encore plus

basses et où cette hypothèse est acceptée.

Étant donné que l'effet thermique est négligeable, la modélisation du procédé EMP se réduit à la résolution couplée des problèmes électromagnétiques et mécaniques. Pour réaliser ce couplage, le logiciel commercial de simulation multiphysique par éléments finis, SYSWELDTM [74], développé par ESI Group, a été choisi. SYSWELDTM permet de résoudre à la fois les problèmes électromagnétiques et mécaniques, ainsi que d'établir le couplage entre ces deux phénomènes. Ce choix présente l'avantage de maintenir le même maillage pour la résolution des problèmes électromagnétiques et mécaniques, ce qui évite les problèmes liés au transfert de données entre différents logiciels.

Pour le couplage électromagnétique-mécanique, une méthodologie séquentielle est adoptée, comme illustré dans la Figure (2.4). Cette méthodologie repose sur l'approche couplée décrite dans la sous-section correspondante du chapitre premier (voir Section 2.3.2). Cette approche couplée se décline en deux variantes : l'approche faiblement couplée et l'approche fortement couplée. Dans le cas de la modélisation du procédé EMP que nous considérons, nous optons pour l'approche faiblement couplée. Cette approche implique une première étape visant à déterminer l'évolution temporelle du courant électrique dans l'inducteur. Ce courant constitue la donnée d'entrée principale pour le modèle électromagnétique.

Suite à cette première étape, le couplage proprement dit entre l'électromagnétisme et la mécanique intervient. Pour cela, la durée totale de l'analyse est subdivisée en plusieurs pas de temps. À chaque pas de temps, une analyse électromagnétique est effectuée en résolvant numériquement les équations de Maxwell. Après cette analyse, les forces de Laplace induites dans la pièce sont calculées en tenant compte de l'induction magnétique et de la densité de courant résultant des calculs électromagnétiques. Ces forces de Laplace ainsi obtenues sont utilisées comme charges mécaniques pour les analyses mécaniques du même pas de temps. La géométrie de la pièce est actualisée pour les calculs des pas de temps suivants, et ce processus se répète jusqu'à la fin de l'impulsion. En fin de compte, une analyse mécanique statique est réalisée pour obtenir les contraintes résiduelles dans la pièce.

Dans les sections suivantes, nous présenterons la modélisation par éléments finis des phénomènes électromagnétiques et mécaniques, en mettant l'accent sur la partie de la modélisation par éléments finis des phénomènes électromagnétiques, puisque la modélisation par éléments finis des phénomènes mécaniques est bien connue.

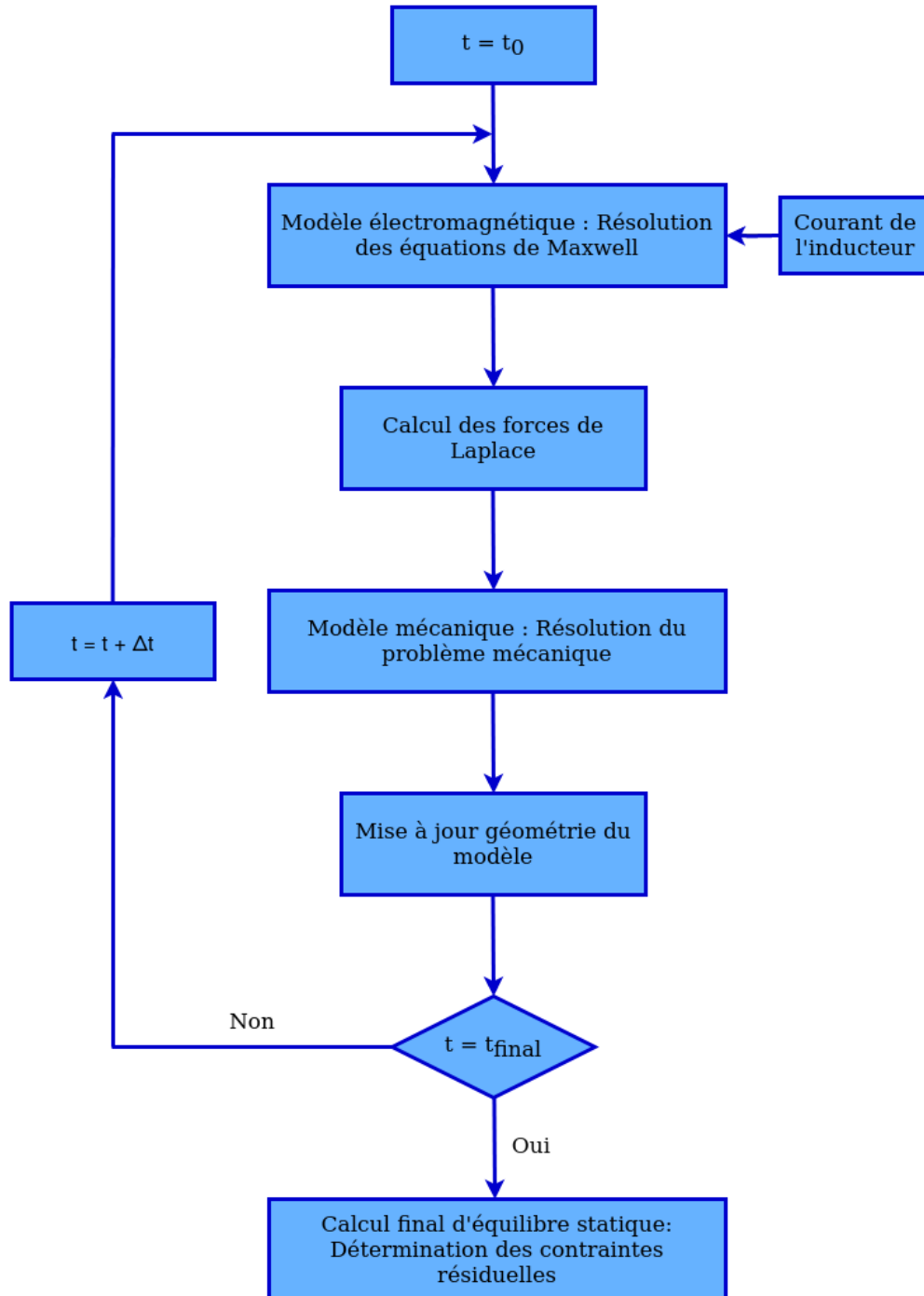


FIGURE 2.4 – Méthodologie du couplage électromagnétisme-mécaniques pour la modélisation du procédé EMP.

2.2 Modèle électromagnétique

L'induction magnétique se caractérise par la création d'une différence de potentiel dans un circuit électrique et par la génération d'un courant électrique lorsque le circuit est fermé. Ce courant électrique peut être généré de deux manières : soit dans un circuit fixe exposé à une variation du champ magnétique dans le temps, soit dans un circuit en mouvement à l'intérieur d'un champ magnétique uniforme. La mise en compression par impulsion électromagnétique appartient à la première catégorie. Dans ce cas, le circuit fermé et statique est constitué par la pièce cible qui est exposée au champ électromagnétique variable créé par l'inducteur parcouru par un courant variable.

Pour analyser les phénomènes électromagnétiques, les équations de Maxwell sont utilisées. Dans le contexte de la mise en compression par impulsion électromagnétique, ces équations sont employées dans leur régime stationnaire, c'est-à-dire en négligeant les courants de déplacement [55]. Dans ce cas les équations de Maxwell sont :

- Équation de Maxwell - Ampère, avec \underline{H} le champ magnétique et \underline{J} la densité de courant.

$$\underline{\nabla} \wedge \underline{H} = \underline{J} \quad (2.6)$$

- Équation de Maxwell - Faraday qui traduit le phénomène d'induction électromagnétique, avec \underline{E} le champ électrique et \underline{B} l'induction magnétique ou encore vecteur densité de flux magnétique.

$$\underline{\nabla} \wedge \underline{E} = -\frac{\partial \underline{B}}{\partial t} \quad (2.7)$$

- Équation de Maxwell - Thomson qui exprime la conservation du flux magnétique, \underline{B} étant le vecteur densité de flux magnétique.

$$\underline{\nabla} \cdot \underline{B} = 0 \quad (2.8)$$

Les grandeurs \underline{H} , \underline{B} , \underline{J} et \underline{E} sont interdépendantes en électromagnétisme grâce aux équations constitutives. L'équation (2.9) représente la loi de magnétisation, qui établit le lien entre le champ magnétique \underline{B} et le champ magnétique excitation \underline{H} , en utilisant la perméabilité magnétique μ du matériau. D'autre part, l'équation (2.10) représente la loi d'Ohm, qui relie la densité de courant électrique \underline{J} au champ électrique \underline{E} à l'aide de la

conductivité électrique σ du matériau.

$$\underline{B} = \mu \underline{H} \quad (2.9)$$

$$\underline{J} = \sigma \underline{E} \quad (2.10)$$

Dans le cadre de l'étude actuelle, nous avons considéré des matériaux non-ferromagnétiques. Ces matériaux présentent une perméabilité magnétique constante, qui est relativement proche de la perméabilité magnétique du vide, notée $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ T.m/A}$.

Pour résoudre le problème, la formulation en potentiel magnétique vecteur a été choisie, comme décrite dans la référence [75]. Pour résoudre les équations de Maxwell, un potentiel magnétique vecteur \underline{A} a été introduit en utilisant l'équation (2.8), qui représente l'équation de conservation du flux magnétique. Le rotationnel de ce potentiel \underline{A} donne le champ d'induction magnétique \underline{B} . L'équation (2.11) définit le potentiel \underline{A} à une constante près liée au gradient d'une fonction scalaire. Pour garantir l'unicité de cette solution, une condition supplémentaire a été introduite, à savoir l'équation $\nabla \cdot \underline{A} = 0$, connue sous le nom de jauge de Coulomb. Cette condition assure que la divergence du potentiel magnétique vecteur \underline{A} est nulle.

$$\underline{B} = \nabla \wedge \underline{A} \quad (2.11)$$

À partir de la relation entre l'induction magnétique et le potentiel magnétique vecteur (équation 2.11), l'équation de Maxwell-Faraday (équation 2.7) peut être réécrite sous la forme de l'équation (2.12). En combinant cette nouvelle équation (2.12) avec la loi d'Ohm (équation 2.10), la densité de courant est exprimée par l'équation (2.13). Il est important de noter que cette densité de courant est définie à une constante près, qui est le gradient d'une fonction scalaire connue sous le nom de potentiel électrique scalaire. L'unicité de cette solution est garantie par la condition de conservation de la densité de courant $\nabla \cdot \underline{J} = 0$.

$$\underline{E} = -\frac{\partial \underline{A}}{\partial t} - \nabla V \quad (2.12)$$

$$\underline{J} = -\sigma \frac{\partial \underline{A}}{\partial t} - \sigma \nabla V \quad (2.13)$$

En prenant en compte l'équation de Maxwell-Ampère (équation 2.6) ainsi que l'équa-

tion (2.13), le potentiel magnétique \underline{A} peut être déterminé à partir de l'équation (2.14). À cette équation s'ajoutent deux conditions importantes : la condition de Coulomb, qui est utilisée pour garantir l'unicité de la solution du potentiel magnétique, et la conservation de la densité de courant $\underline{\nabla} \cdot \underline{J} = 0$, qui assure la cohérence du modèle électromagnétique dans le contexte de l'étude. Ces conditions supplémentaires sont essentielles pour résoudre de manière adéquate les équations électromagnétiques et garantir la validité du modèle.

$$\underline{\nabla} \wedge \left(\frac{1}{\mu} \underline{\nabla} \wedge \underline{A} \right) + \sigma \frac{\partial \underline{A}}{\partial t} = -\sigma \underline{\nabla} V \quad (2.14)$$

Le terme du second membre de l'équation (2.14) représente la densité de courant externe appliquée au milieu. Il est important de noter que cette densité de courant externe est nulle à l'intérieur de la pièce et dans l'air.

Une fois que nous avons déterminé le potentiel magnétique vecteur \underline{A} , nous pouvons en déduire l'induction magnétique \underline{B} ainsi que la densité de courant \underline{J} , conformément aux équations électromagnétiques.

Avec la connaissance de \underline{J} et de \underline{B} , nous pouvons calculer la densité de la force magnétique, également appelée force de Laplace, telle que définie dans l'équation (2.15). Cette force de Laplace sera utilisée comme charge ou sollicitation dans les calculs mécaniques. Elle représente l'effet des forces magnétiques sur la pièce et sera un élément clé dans l'analyse mécanique de la réponse du système à l'impulsion électromagnétique.

$$\underline{F} = \underline{J} \wedge \underline{B} \quad (2.15)$$

Dans les travaux présentés dans ce chapitre, une hypothèse d'axisymétrie de la géométrie du modèle a été prise en compte. Dans cette configuration, le potentiel magnétique vecteur \underline{A} et la densité de courant \underline{J} ne présentent qu'une seule composante non nulle et varient uniquement selon les coordonnées spatiales du plan. En utilisant la base vectorielle $(\underline{e}_r, \underline{e}_\theta, \underline{e}_z)$, les équations (2.16) et (2.17) fournissent respectivement les expressions de \underline{A} et de \underline{J} .

$$\underline{A} = a(r, z) \underline{e}_\theta \quad (2.16)$$

$$\underline{J} = j(r, z) \underline{e}_\theta \quad (2.17)$$

Dans la même base, l'induction magnétique \underline{B} peut être exprimée sous la forme sui-

vante : $\underline{B} = b_r \underline{e}_r + b_z \underline{e}_z$, où b_r représente la composante radiale de \underline{B} et b_z représente la composante axiale de \underline{B} .

La densité de la force de Laplace $\underline{F} = f_r \underline{e}_r + f_z \underline{e}_z$, qui sera utilisée dans le modèle mécanique, peut également être exprimée en termes de ses composantes axiale et radiale. Elle dépend de la composante tangentielle j des courants de Foucault, ainsi que des composantes de l'induction magnétique, comme le montrent les équations (2.18) et (2.19). Ces équations montrent comment les composantes radiale et axiale de la densité de la force de Laplace sont liées aux courants de Foucault et à l'induction magnétique dans le modèle.

$$f_r = j b_z \quad (2.18)$$

$$f_z = j b_r \quad (2.19)$$

2.2.1 Couplage éléments finis et éléments de frontière

La figure 1.29 présente les différents éléments à prendre en compte dans la modélisation du procédé, notamment l'inducteur et la pièce. Ces deux éléments sont séparés et entourés par de l'air, qui est un milieu électromagnétique non conducteur. Pour intégrer l'air ambiant dans le modèle électromagnétique, il est nécessaire de mailler l'air, ce qui augmente le nombre de degrés de liberté du problème. Cependant, afin d'éviter de mailler l'air, une approche alternative est utilisée, consistant à coupler les éléments finis et les éléments de frontière. Cette méthode utilise les éléments finis pour modéliser la partie conductrice du problème, tandis que les éléments de frontière sont utilisés pour représenter l'air environnant.

Bergheau et al. [76], [77] ont avec succès utilisé cette méthode de couplage des éléments finis et des éléments de frontière pour modéliser le chauffage par induction.

Cette approche est détaillée dans la partie (3) du document et est également utilisée dans la présente étude pour la modélisation de la mise en compression par impulsions électromagnétiques. Elle permet de simplifier la modélisation en évitant le maillage de l'air tout en prenant en compte son effet sur le champ électromagnétique.

2.3 Modèle mécanique

Dans le cadre de la mise en compression par impulsions électromagnétiques, le modèle électromagnétique permet de calculer les forces de Laplace, qui servent de sollicita-

tions pour les calculs mécaniques en vue de déterminer la distribution des contraintes et des déformations dans la pièce.

Pour ce faire, la méthode des éléments finis est utilisée pour établir le modèle mécanique, en utilisant le logiciel SYSWELDTM, qui est également utilisé pour les calculs électromagnétiques. L'utilisation du même logiciel présente l'avantage de permettre l'utilisation du même maillage pour les simulations électromagnétiques et mécaniques.

Dans la mise en compression par impulsions électromagnétiques, à la fois la pièce et l'inducteur sont soumis à des forces de Laplace. Ces forces sont nécessaires pour déformer plastiquement la pièce. En ce qui concerne l'inducteur, il est soumis à des forces importantes, parfois comparables à celles agissant sur la pièce, voire même plus élevées. Par conséquent, la conception de l'inducteur doit prendre en compte sa capacité à supporter ces sollicitations, notamment dans le cas d'impulsions multiples. Pour cette raison, le modèle mécanique est également utilisé pour étudier le comportement mécanique de l'inducteur dans le procédé.

Le calcul mécanique nécessite l'utilisation d'une loi de comportement pour décrire la réponse mécanique des matériaux. Dans ce contexte, la loi de comportement de Ramberg-Osgood a été choisie. Cette loi est associée au modèle 3 des lois d'érouissage isotrope implémentées dans SYSWELDTM [78]. Pour les matériaux de l'étude, les lois de comportement sont indiquées aux figures (2.7b) et (2.7a).

2.4 Validation du Modèle électromagnétique et du couplage électromagnétique mécanique

Le modèle présenté ci-dessus a été utilisé par Sonde et al. [7], [58] pour étudier la faisabilité du procédé EMP. En l'absence de dispositif pour des essais expérimentaux, Sonde et al. ont utilisé le modèle décrit précédemment pour simuler la mise en forme d'une pièce dans les mêmes conditions que l'étude expérimentale menée par Takatsu et al. [65], dans le but de valider le modèle électromagnétique et le couplage électromagnétique-mécanique.

Dans un premier temps, ils ont étudié la validité du calcul électromagnétique en comparant la distribution de l'induction magnétique. En présence d'une pièce devant l'inducteur, Siddiqui et al. [51] ont montré que la composante axiale B_z de l'induction magnétique est négligeable par rapport à sa composante radiale B_r . Pour cela, ils ont comparé la distribution radiale de la composante radiale de l'induction magnétique. La Figure (2.5)

Inducteur	
Forme	Spirale
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Nombre de spires	5
Section d'une spire	$1.77 \times 1.77 \text{ mm}^2$
Rayon de la plus grande spire	32 mm
Distance inter-spires	5.5 mm
Inductance propre	0.86 μH
Paramètres du circuit	
Capacité des condensateurs	40 μF
Inductance totale du circuit	2.86 μH
Résistance totale du circuit	25.5 m Ω
Pseudo-fréquence du courant	14.88 kHz
Facteur d'amortissement	$4.46 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$
Propriétés du disque	
Matériau	Aluminium Al 1050
Conductivité électrique	36 MS/m
Diamètre	110 mm
Masse volumique	2750 Kg/m ³
Module de Young	80.7 GPa

TABLE 2.1 – Paramètres géométriques et matériaux des essais de mise en forme électromagnétique de la plaque [7].

montre cette comparaison à l'instant où le courant atteint son premier maximum. Cette figure met en évidence une bonne correspondance entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus par simulation.

Après cette première étape de validation, ils ont simulé le procédé de formage électromagnétique sur une plaque d'aluminium Al 1050 d'épaisseur 0,5 mm. Les différents paramètres sont indiqués dans la Table (2.1). Pour les calculs mécaniques, ils ont choisi une loi de puissance du type loi de Hollomon, dans laquelle la contrainte et la déformation plastique sont liées par la relation de l'équation (2.20). Dans cette équation, σ représente la contrainte effective, ϵ^p la déformation plastique, σ_0 et n sont des constantes matérielles. Pour l'aluminium Al 1050, les valeurs de σ_0 et n sont respectivement de 118 MPa et 0,27 [65].

$$\sigma = \sigma_0(\epsilon^p)^n \quad (2.20)$$

La Figure (2.6) montre le déplacement vertical de la plaque en fonction du temps, à la fois au centre ($r = 0 \text{ mm}$) et à un point situé à $r = 20 \text{ mm}$ du centre. Les résultats sont en conformité avec les données expérimentales. Cependant, on observe un léger

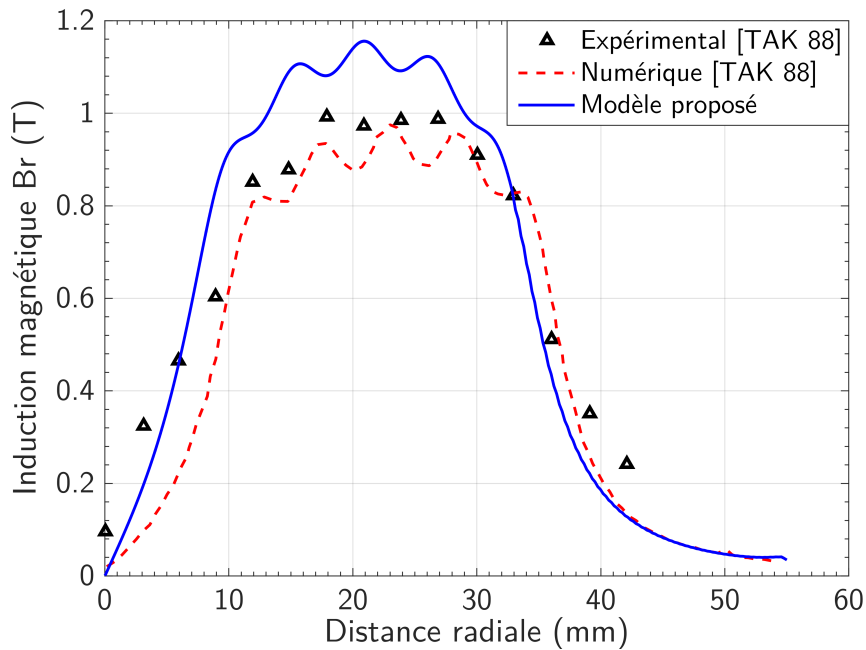
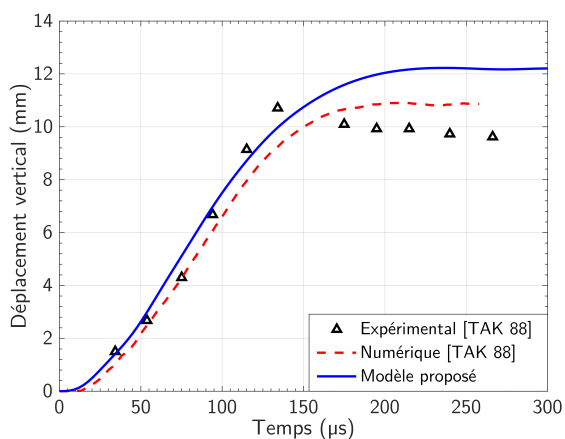
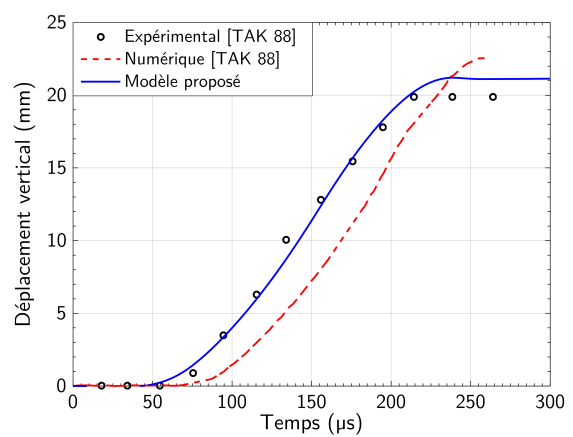


FIGURE 2.5 – Comparaison de la distribution radiale de la composante radiale de l'induction magnétique B_r obtenus par simulation de Sonde *et al.* [7] avec ceux expérimentaux et numériques de Takatsu *et al.* [65]



(1) $r = 20$ mm



(2) $r = 0$ mm

FIGURE 2.6 – Comparaison du déplacement vertical du disque en fonction du temps obtenus par simulation de Sonde *et al.* [7] avec ceux expérimentaux et numériques de Takatsu *et al.* [65]

décalage vers la fin du procédé, qui selon Sonde et al., est probablement dû à la loi de comportement mécanique utilisée pour le matériau. La loi de Hollomon choisie néglige la partie élastique, ce qui signifie qu'elle ne permet pas de prendre en compte le retour élastique observé dans l'expérience. Cette différence peut également être due à la non-modélisation de l'étau bloquant les extrémités du disque.

En se basant sur cette validation des calculs électromagnétiques et du couplage électromagnétique, le modèle a été utilisé pour simuler la mise en compression par impulsion électromagnétique de l'alliage d'aluminium 6061. Dans la suite de ce chapitre, les différentes simulations seront présentées.

3 Application du modèle pour simuler le procédé sur une plaque massive et un barreau cylindrique.

Le modèle présenté précédemment est employé pour simuler le procédé dans deux configurations distinctes. La première étude concerne une plaque massive, qui constitue l'objectif principal du procédé, tandis que la seconde étude porte sur une pièce cylindrique, dans le but d'explorer d'autres formes d'inducteurs pour le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques des pièces. Avant d'aborder la présentation des diverses simulations réalisées dans ces deux configurations, le matériau utilisé dans ces différentes études sera présenté.

3.1 Matériau d'étude

La génération des forces de Laplace dans le matériau en vue de provoquer la déformation plastique, puis la mise en compression, est dirigée par le champ magnétique variable généré par l'inducteur. Ce champ, à son tour, induit des courants dans le matériau. La force de Laplace responsable de la déformation plastique du matériau résulte de l'interaction entre les courants induits et le champ magnétique. L'intensité du courant induit dépend fortement de la conductivité électrique du matériau. Par conséquent, le premier critère de choix du matériau est sa conductivité électrique, qui doit être relativement élevée. En vue de réaliser des validations expérimentales avec le dispositif en cours de développement, un deuxième critère est de sélectionner un matériau ayant une faible limite élastique, afin d'éviter des charges élevées pour le dispositif. Ces critères ont orienté le choix du matériau vers un alliage d'aluminium. Le choix s'est porté sur l'al-

AA6061 (wt%)	Al	Si	Mg	Fe	Cr	Cu	Mn	Zn	Ti
min	bal.	0.4	0.8		0.004	0.15			
max	bal.	0.8	1.2	0.7	0.35	0.4	0.15	0.25	0.15

TABLE 2.2 – Composition chimique de l’alliage d’aluminium 6061 [80]

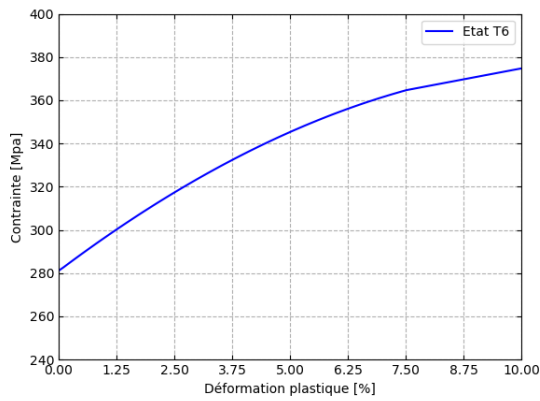
liage d’aluminium 6061. Sa composition chimique est donnée dans le tableau (2.2). Cette composition lui confère de nombreuses propriétés qui jouent en sa faveur lors de son utilisation dans l’industrie. Il est employé dans une large gamme d’applications, notamment dans les composants et les structures d’aéronefs, les pièces automobiles, les composants marins, etc.

L’alliage d’aluminium 6061 se présente sous différents états en fonction des traitements qu’il a subis. Les caractéristiques mécaniques varient en fonction de l’état, en particulier la limite élastique. Dans son état T6 (état trempé et revenu), l’alliage d’aluminium 6061 présente de bonnes caractéristiques, avec une limite élastique d’environ 280 MPa. En revanche, dans son état T0 (état remis en solution), sa limite élastique diminue considérablement, chutant à environ 70 MPa. En raison de ces caractéristiques, l’alliage d’aluminium 6061 dans son état T0 a été choisi pour les premières simulations, avec un niveau de charge électrique relativement faible pour éviter de dépasser les limites du dispositif en cours de développement. L’état T6 a ensuite été utilisé pour mener une étude comparative en fonction de la limite élastique du matériau. Pour des détails plus approfondis sur les caractéristiques de l’alliage d’aluminium 6061 dans son état T6, veuillez vous référer à [79]. La figure (2.7a) présente une courbe de traction de l’alliage AA6061-T6 issue des travaux de [79].

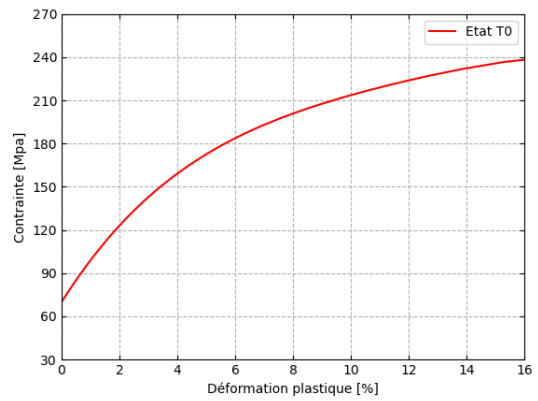
La Figure 2.7b montre la loi de comportement de l’alliage AA6061 dans son état T0. L’ensemble de ces propriétés a été utilisé pour réaliser les différentes simulations qui seront exposées ultérieurement.

3.2 Les paramètres électriques utilisés dans les simulations et géométrie du modèle

Afin de permettre des études comparatives, les paramètres électriques ont été choisis en fonction des caractéristiques du dispositif en développement. La pseudo-fréquence du courant sur le dispositif est fixée à 27 kHz, et c’est la même fréquence qui a été utilisée pour toutes les simulations présentées, que ce soit pour la pièce massive ou pour la pièce cylindrique. En ce qui concerne l’intensité du courant, une intensité maximale a



(a) Essai de traction de l'AA6061-T6 [79]



(b) Essai de traction de l'AA6061-T0

FIGURE 2.7 – Loi de comportement de l'alliage d'aluminium 6061.

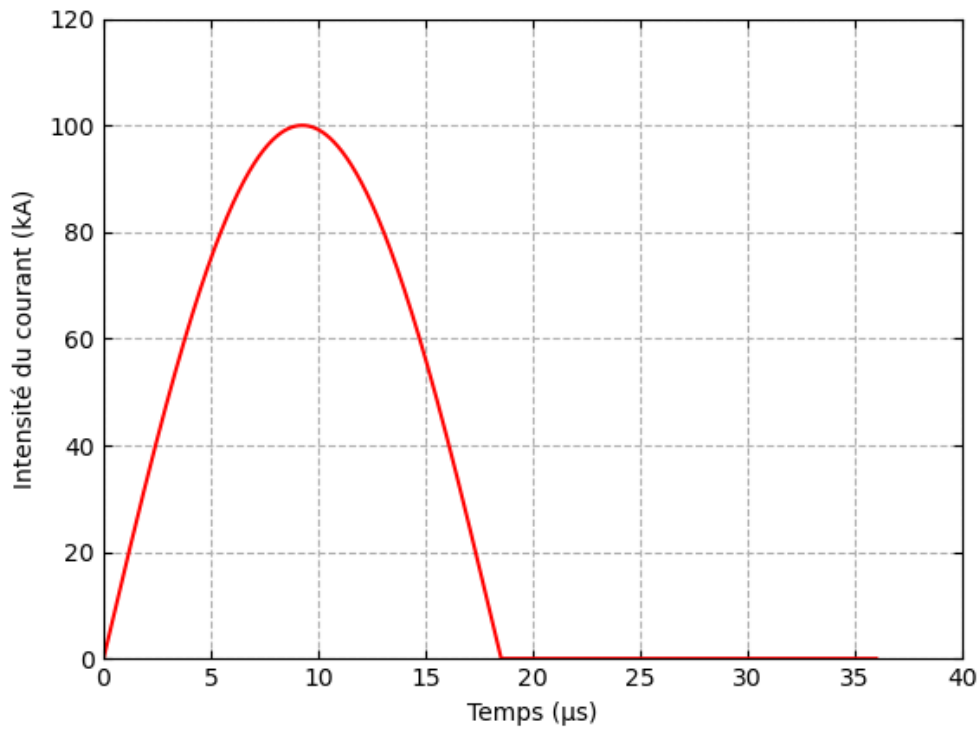


FIGURE 2.8 – Profil du courant dans l'inducteur pour un courant max de 100 kA avec une pseudo-fréquence de 27 kHz

été fixée à 200 kA. Cette intensité de courant correspond à la limite en termes d'intensité que le dispositif EMP actuel peut atteindre. Par conséquent, il a été décidé de faire des simulations avec des niveaux d'intensité du courant inférieurs ou égaux à cette limite. Le profil type du courant utilisé pour les simulations est représenté dans la figure (2.8) avec un courant maximum de 100 kA.

Comme présenté plus haut, deux types d'inducteurs ont été utilisés pour les simulations en fonction de la géométrie des pièces. Pour les plaques massives, un inducteur plat en spirale, tandis qu'un solénoïde (inducteur cylindrique) a été utilisé pour simuler les pièces cylindriques (voir Figure 2.1).

Dans les deux cas, l'inducteur utilisé correspondra à celui qui sera mis en place dans le dispositif réel. Pour la simulation d'une plaque massive, l'inducteur est un plan spirale à trois spires avec un rayon interne de 7,5 mm et un rayon externe de 12,5 mm. Chaque spire a une section de 1 mm de largeur et 4 mm de hauteur, espacée de 1 mm les unes des autres. En ce qui concerne les pièces cylindriques, un solénoïde composé d'une seule spire avec une section de 3 mm de hauteur et 4 mm de largeur est utilisé. Les figures (2.9) et (2.25a) présentent en détail la géométrie des modèles dans chaque cas, avec des dimensions caractéristiques telles que R_p (rayon de la pièce), H_p (hauteur de la pièce) et R_{int} (rayon interne de l'inducteur). Dans le cas de l'inducteur cylindrique, R_{int} correspond à la somme de R_p et de l'espace *Air* entre l'inducteur et la pièce. La table 2.3 récapitule l'ensemble de ces paramètres.

3.3 simulation d'une plaque massive

Dans la sous-section (3.2), les différents paramètres relatifs à la mise en compression par impulsions électromagnétiques ont été présentés, ainsi que les caractéristiques géométriques des deux modèles qui seront étudiés dans ce document. Cette partie se concentrera sur la simulation du procédé EMP appliqué à une plaque massive. Les dimensions caractéristiques du modèle dans cette configuration sont présentées à la figure (2.9). Toutes les informations relatives à l'inducteur et à la pièce sont indiquées dans la table (2.3). Une pièce de rayon $R_p = 100\text{mm}$ et de hauteur $H_p = 100\text{mm}$ est considérée.

Dans la suite de cette partie, le maillage du modèle de la géométrie de la pièce massive sera présenté. Un plan de simulation sera ensuite exposé avant de passer à la présentation des résultats.

Inducteur plan en spirale	
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Nombre de spires	3
Section d'une spire	$1 \times 4 \text{ mm}^2$
Rayon interne	7,5 mm
Distance inter-spires	1 mm
Distance inducteur-spires (<i>Air</i>)	1 mm
Inducteur cylindrique	
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Nombre de spires	1
Section d'une spire	$3 \times 4 \text{ mm}^2$
Rayon interne	$R_p + Air$
Distance inducteur-spires (<i>Air</i>)	1 mm
Propriétés matériaux	
Matériau	Alliage d'Aluminium 6061
Conductivité électrique	36 MS/m
Diamètre	R_p
Masse volumique	2700 Kg/m ³
Module de Young	70 GPa
Limite élastique état T0	70 MPa
Limite élastique état T6	280 MPa
Loi d'érouissage isotrope	Voir Figure 2.7
Propriétés électriques	
Intensité maximale	80 à 200 kA
Pseudo fréquence du courant	27 kHz

TABLE 2.3 – Paramètres géométriques, matériaux et électriques utilisés dans les simulation du procédé.

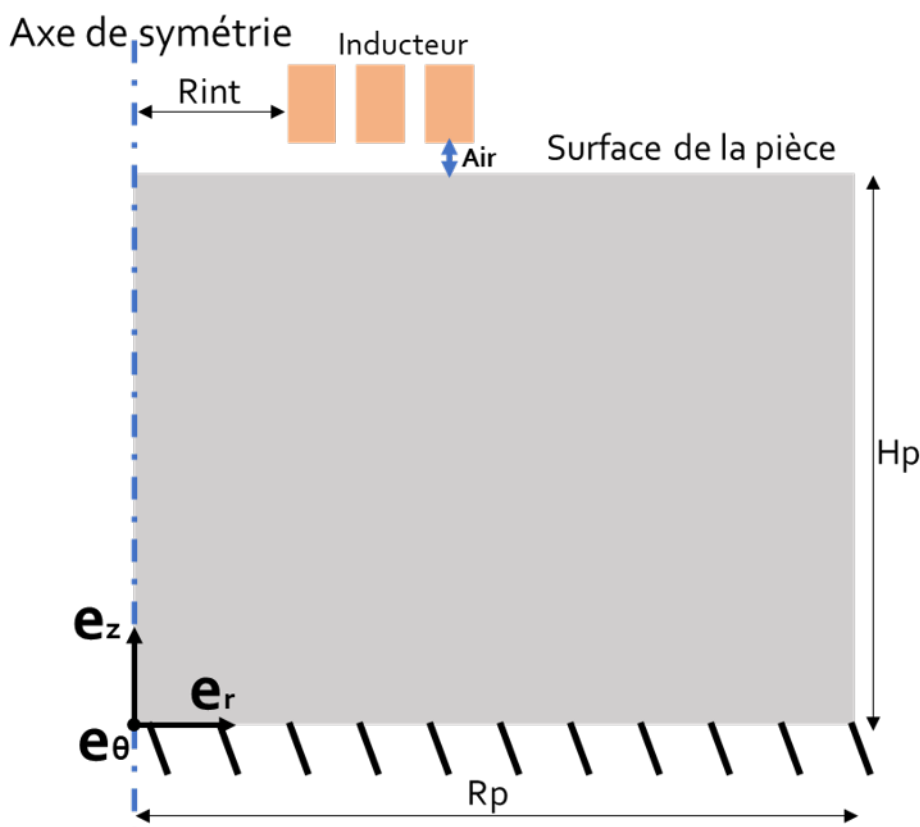


FIGURE 2.9 – Géométrie du modèle pour un inducteur plan à 3 spires

3.3.1 Maillage du modèle

Le maillage de la géométrie du modèle est présenté à la Figure 2.10. Afin de réduire le nombre de degrés de liberté, le maillage est raffiné dans la zone d'intérêt située sous l'inducteur, comme on peut clairement le voir sur la figure. Dans cette zone, des éléments de taille $150\ \mu\text{m}$ par $150\ \mu\text{m}$ ont été utilisés. Dans l'inducteur, des éléments de taille $50\ \mu\text{m}$ par $50\ \mu\text{m}$ ont été utilisés.

3.3.2 Plan de simulation

Les simulations qui seront présentées ont pour but de montrer la distribution des contraintes résiduelles de compression dans la pièce après le procédé EMP, d'une part, et d'examiner l'influence de plusieurs paramètres sur les résultats du procédé, d'autre part. Pour cela, nous utiliserons les deux matériaux de base présentés précédemment, à savoir l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 et T6. Dans un premier temps, nous présenterons une simulation avec un courant de référence de $100\ \text{kA}$ pour l'AA6061-T0 et de $180\ \text{kA}$ pour l'AA6061-T6.

La figure (2.11) présente en détail la géométrie du modèle de la pièce massive en vue

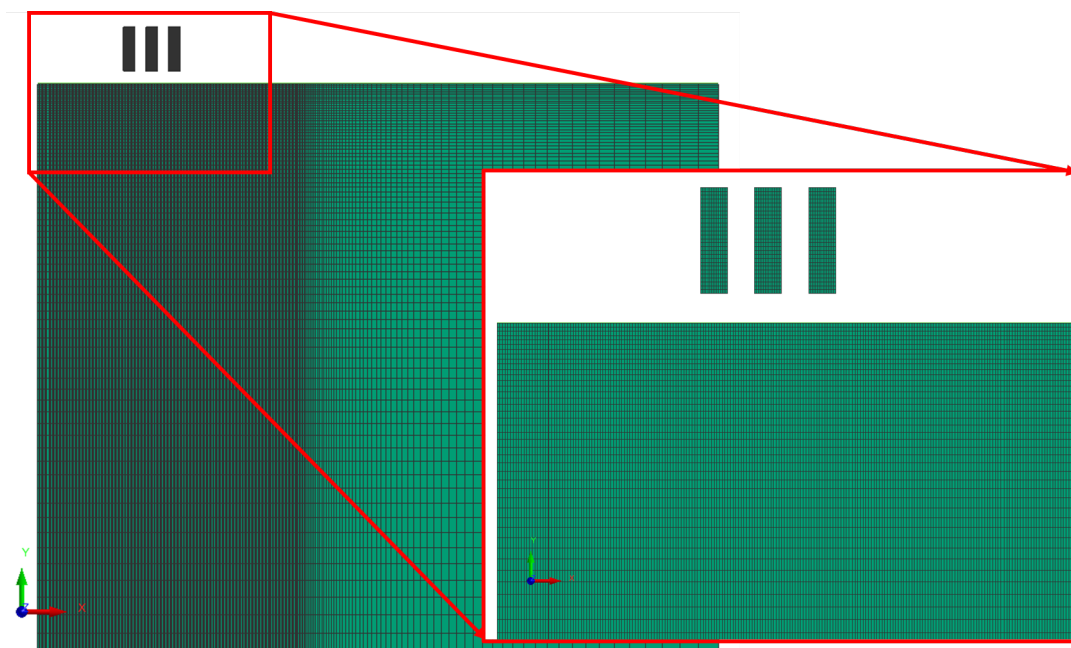


FIGURE 2.10 – Maillage de la géométrie du modèle montrant les 3 spires et une partie de la pièce

de la présentation des résultats. Elle indique l'axe le long duquel le profil de contrainte et de déformation est tracé, la zone où la distribution des déformations et des contraintes a été analysée, ainsi que les conditions aux limites appliquées à la pièce.

3.3.3 Résultats et discussion

La simulation multiphysique du procédé EMP a été réalisée selon le plan de simulation présenté précédemment. Les figures (2.12) et (2.13) montrent respectivement les résultats obtenus pour une simulation avec un courant d'intensité maximale de 100 kA sur l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0, et avec un courant d'intensité maximale de 180 kA pour une simulation sur l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T6. Les figures (2.12a) et (2.13a) montrent le profil de déformation plastique en profondeur de la pièce, respectivement pour l'AA6061-T0 et l'AA6061-T6. Ces profils ont été tracés le long de l'axe indiqué à la figure (2.11). Ces figures montrent la profondeur déformée plastiquement par le procédé, qui est d'environ 30 mm pour l'AA6061-T0 et d'environ 22 mm pour l'AA6061-T6. L'analyse du profil des contraintes résiduelles, telles que montrées dans les figures (2.12b) et (2.13b) pour l'AA6061-T0 et l'AA6061-T6 respectivement, montre l'introduction de contraintes résiduelles sur la totalité de la profondeur déformée. La zone sous l'ensemble des 3 spires est en compression, comme l'indiquent les figures. L'analyse de ces figures met en évidence la caractéristique principale du procédé, à savoir l'introduction de contraintes résiduelles de compression sur une grande profondeur comparé

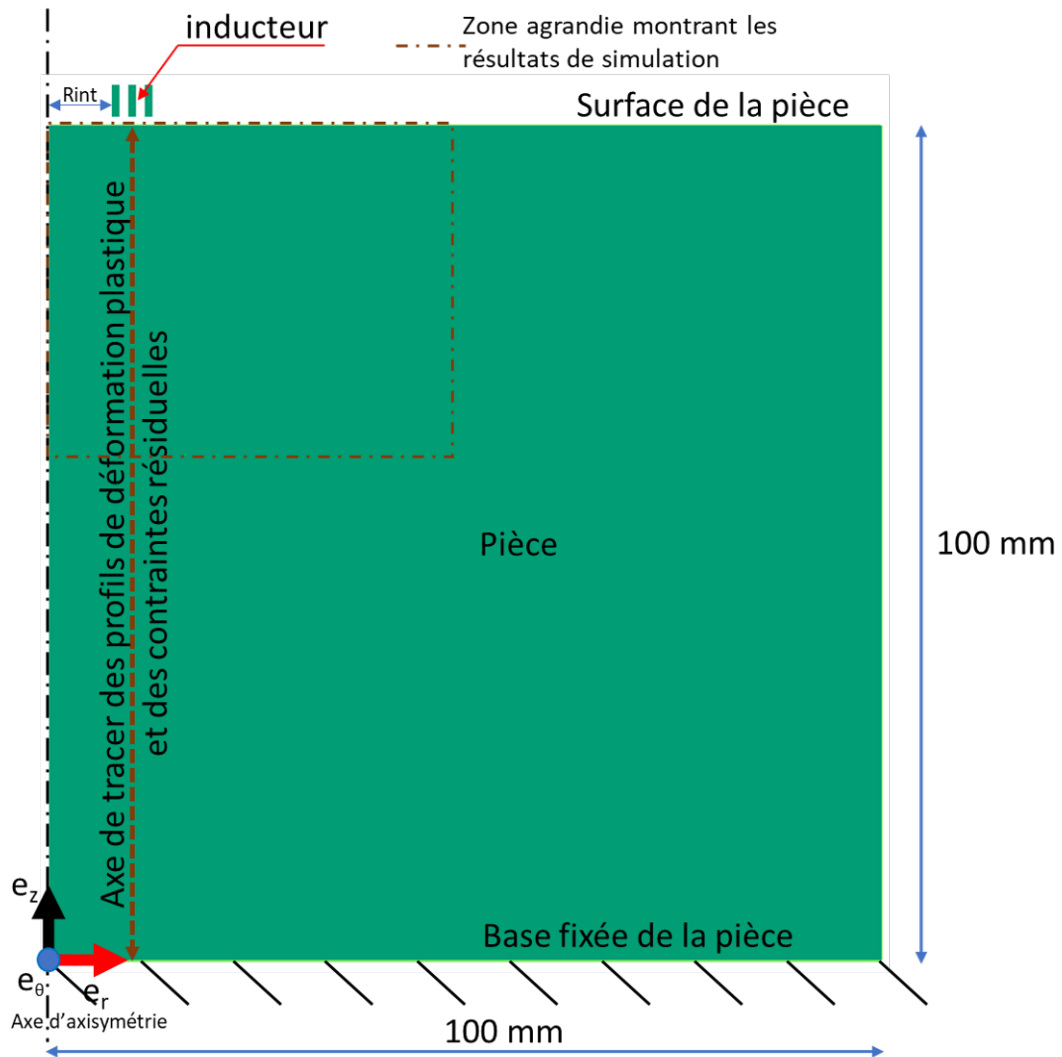


FIGURE 2.11 – Représentation schématique détaillée de la géométrie du modèle

aux procédés classiques.

Les figures (2.12c) et (2.13c) montrent la distribution de la déformation plastique cumulée dans la pièce en profondeur. On peut observer la profondeur et la zone affectée par le procédé. Le maximum de la déformation est localisé à quelques millimètres sous la surface de la pièce, en face de l'inducteur (spire du milieu). Les mêmes observations peuvent être faites en ce qui concerne la répartition des contraintes moyennes résiduelles dans la pièce (Figure (2.12d) et (2.13d) respectivement pour l'AA6061-T0 et l'AA6061-T6).

Dans la mise en compression des pièces, deux indicateurs sont importants pour définir l'efficacité du procédé : la profondeur mise en compression et le niveau de la contrainte résiduelle moyenne. Comme le montrent les figures (2.12b) et (2.13b), les contraintes moyennes résiduelles ont été normalisées par rapport à la limite élastique des matériaux traités. Pour l'AA6061-T0 traitée à 100 kA, des contraintes résiduelles de compression de l'ordre de 30% de la limite élastique ont été introduites, et pour l'AA6061-T6, des contraintes de l'ordre de 25% de la limite élastique ont été introduites pour un courant de 180 kA.

La génération des forces de Laplace étant conditionnée par le champ magnétique généré, lequel dépend de l'intensité du courant, toute modification de ce courant peut entraîner des variations en termes de déformation et de contrainte dans la pièce. Pour cela, une étude paramétrique est présentée dans la section suivante afin d'analyser l'influence de certains paramètres sur le procédé.

3.3.4 Etude paramétrique sur le procédé EMP

Plusieurs facteurs influencent le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques. Parmi ces facteurs, on trouve l'intensité du courant traversant l'inducteur, la fréquence du courant, les propriétés du matériau de la pièce, notamment sa conductivité électrique, et sa limite élastique, ainsi que l'espacement entre l'inducteur et la pièce. Dans un premier temps, étant donné que la fréquence du courant a été fixée, l'intensité du courant a été variée pour déterminer son influence sur le procédé. Par la suite, une étude avec des valeurs fictives de conductivité électrique et de limite élastique des matériaux sera présentée, avant de conclure par l'analyse de l'influence de l'espacement entre l'inducteur et la pièce sur les résultats du procédé.

3.3.4.1 Variation de l'intensité du courant dans l'inducteur

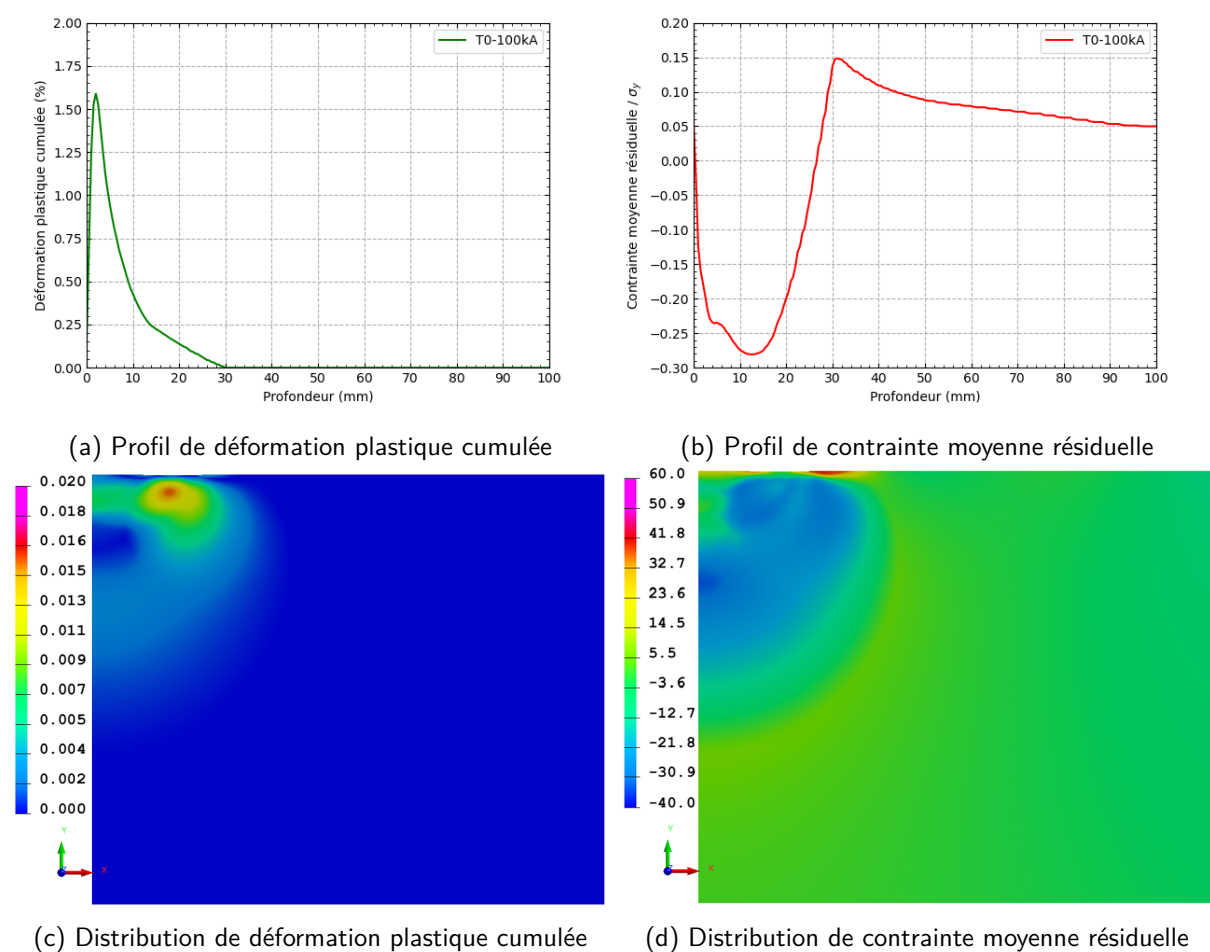


FIGURE 2.12 – Résultat de simulation montrant le profil de déformation (2.12a) et de contrainte résiduelle (2.12b) dans la pièce ainsi que la distribution de la déformation plastique (2.12c) et des contraintes résiduelles (MPa) (2.12d) sur l'AA6061-T0 pour un courant maximal de 100 kA.

Afin de déterminer l'influence du courant sur les résultats du procédé, l'intensité du courant a été modifiée pour les deux matériaux de base de l'étude. La force de Laplace, responsable de la déformation plastique de la pièce, augmente avec l'intensité du courant. Pour ce faire, en fonction des limites élastiques des deux matériaux de base, une plage d'intensité du courant a été choisie, en veillant à ne pas dépasser les 200 kA, qui est la limite actuelle du dispositif. Sur l'AA6061-T0, le courant maximal a été modifié entre 80 kA et 140 kA, avec un intervalle de 20 kA, et sur l'AA6061-T6, la variation a été de 140 kA à 200 kA, également avec un intervalle de 20 kA.

L'observation des résultats, en particulier le profil de déformation plastique cumulée, illustré par les figures (2.14a) et (2.14c), montre une augmentation du niveau de déformation dans la pièce, ainsi qu'une augmentation de la profondeur déformée. En passant de 80 kA à 140 kA sur l'AA6061-T0, la déformation plastique passe de 0,4% à 7%, avec une profondeur traitée qui évolue de 15 mm à 40 mm. Sur l'AA6061-T6, en variant le courant

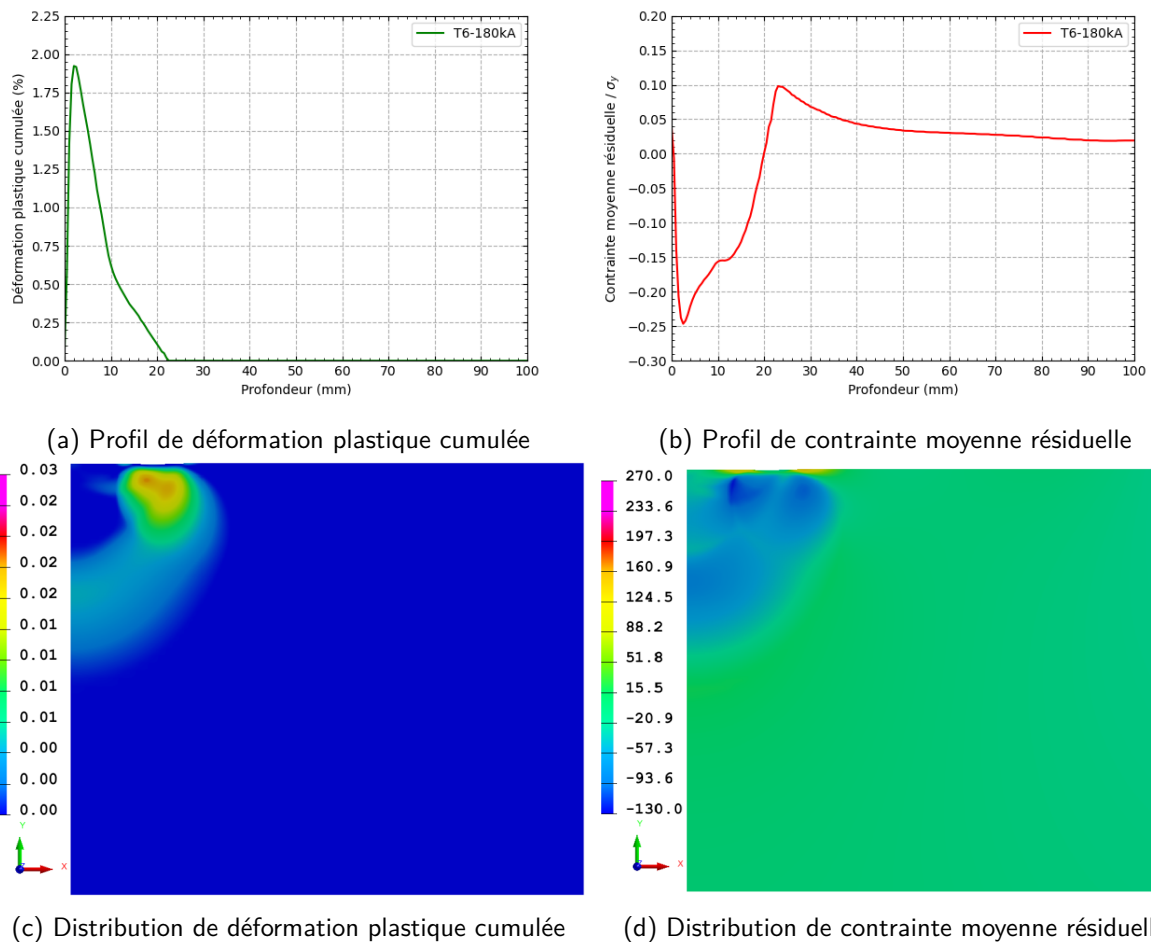
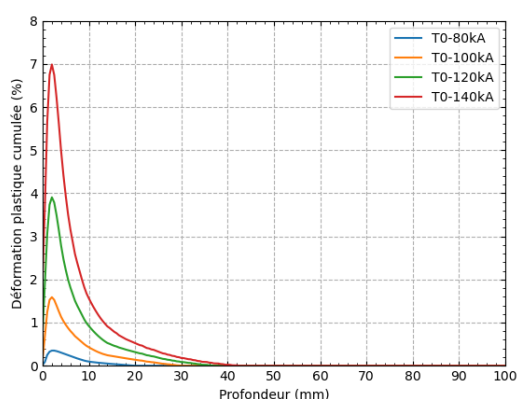


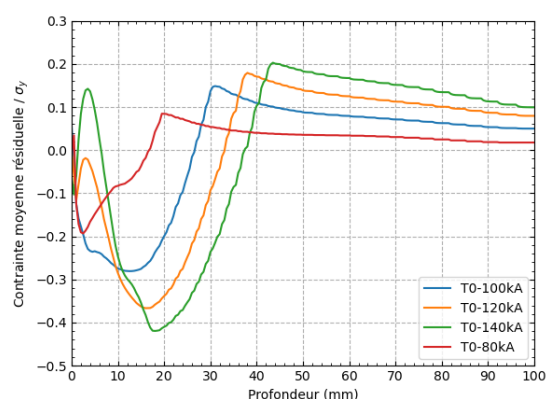
FIGURE 2.13 – Résultat de simulation montrant le profil de déformation (2.13a) et de contrainte résiduelle (2.13b) dans la pièce ainsi que la distribution de la déformation plastique (2.13c) et des contraintes résiduelles (MPa) (2.13d) sur l'AA6061-T6 pour un courant maximal de 180 kA.

entre 140 kA et 200 kA, la déformation plastique passe de 0,4% à 3,5%, avec une profondeur traitée allant de 9 mm à 26 mm. L'analyse de ces résultats montre que l'intensité du courant influence fortement à la fois le niveau de déformation et la profondeur déformée. Il est à noter que malgré la variation du niveau de déformation et de la profondeur déformée, le maximum de la déformation se situe à la même distance de la surface. Cette localisation de la déformation plastique maximale peut s'expliquer par le phénomène de peau qui caractérise la zone affectée par les courants induits, où les forces de Laplace sont les plus élevées.

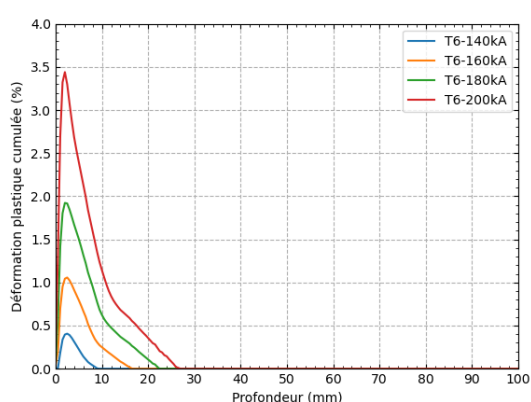
En observant les profils des contraintes moyennes résiduelles, des conclusions similaires peuvent être tirées. Sur l'AA6061-T6, la variation du courant entraîne, d'une part, une variation de la profondeur de la mise en compression, passant de 5 mm pour un courant de 140 kA à 24 mm pour un courant de 200 kA (Figure 2.14d). En ce qui concerne l'intensité de la contrainte moyenne résiduelle de compression, elle augmente avec le



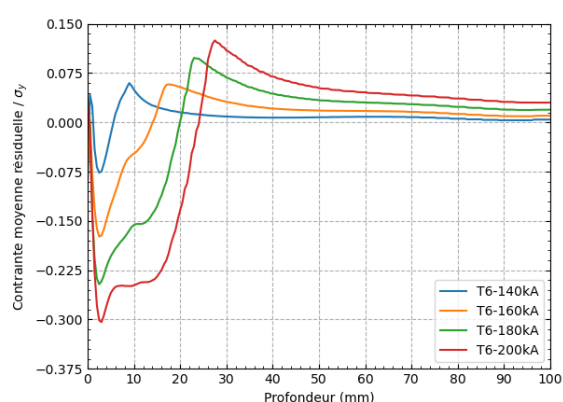
(a) Profil de déformation plastique cumulée



(b) Profil de contrainte moyenne résiduelle



(c) Profil de déformation plastique cumulée



(d) Profil de contrainte moyenne résiduelle

FIGURE 2.14 – Profil (2.14a) et (2.14b) de déformation plastique cumulée et (2.14c) et (2.14d) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce respectivement de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 et T6 pour plusieurs niveaux de courant.

courant, passant de 7,5% à 30% de la limite élastique du matériau pour un courant variant entre 140 kA et 200 kA. Dans la même logique que les déformations, les contraintes maximales se localisent à la même distance de la surface, indépendamment du niveau de courant.

En ce qui concerne l'AA6061-T0, des observations similaires ont été faites en termes d'intensité de contrainte, qui varie de 20% à 42% (Figure 2.14b) de la limite élastique du matériau, avec des profondeurs de mise en compression variant de 18 mm à 38 mm. Toutefois, sur l'AA6061-T0, bien que le maximum des déformations plastiques se localise à une même distance de la surface, le maximum des contraintes se décale en profondeur en fonction du courant, comme indiqué dans la figure (2.14b). Ce décalage du maximum de la contrainte moyenne maximale entraîne l'apparition de contraintes résiduelles de traction dans les couches superficielles de la pièce. Ce phénomène peut être lié au ré-équilibre des contraintes résiduelles dans le matériau en fonction des niveaux de dé-

formation plastique. Dans ce cas, il pourrait y avoir un niveau de courant optimal pour obtenir de meilleurs résultats du procédé. Pour vérifier cette hypothèse, une étude avec des valeurs fictives sera présentée dans la section (3.3.4.3), afin de montrer l'influence du comportement du matériau sur les résultats du procédé.

3.3.4.2 Variation de la conductivité électrique

Outre le courant circulant dans l'inducteur, la conductivité électrique du matériau exerce une influence considérable sur les résultats du procédé. Dans cette section, l'impact de la conductivité électrique du matériau sur les résultats du procédé sera étudié.

Pour ce faire, la conductivité électrique a été fictivement modifiée, d'une part sur l'AA6061-T0 et d'autre part sur l'AA6061-T6, dans une plage allant de 9 à 70 MS/m. La conductivité électrique réelle de l'alliage d'aluminium 6061 est de 36 MS/m. L'objectif ici est d'observer les tendances dans l'évolution de la déformation plastique et des contraintes résiduelles avec l'augmentation et la diminution de la conductivité dans le matériau. Le niveau de courant utilisé pour les simulations de base a été maintenu à 100 kA pour l'AA6061-T0 et à 180 kA pour l'AA6061-T6.

La figure (2.15a) et (2.15c) montre l'évolution de la déformation plastique dans la pièce. Dans les deux matériaux, on observe une augmentation du niveau de déformation plastique et de la profondeur déformée avec l'augmentation de la conductivité électrique. Après une valeur de conductivité de 58 MS/m, correspondant à la conductivité de l'inducteur utilisé, la déformation plastique ainsi que la profondeur déformée n'augmentent plus. Les mêmes observations ont été faites en ce qui concerne les contraintes moyennes résiduelles (Figure 2.15a et 2.15c).

3.3.4.3 Variation de la limite élastique de la pièce.

Comme évoqué dans la section (3.3.4.1), on observe sur la figure (2.14a), lors de la variation du courant électrique sur l'AA6061-T0, un décalage en profondeur du maximum de la contrainte moyenne résiduelle de compression, ce qui provoque l'apparition de contraintes résiduelles de traction dans les couches superficielles. Ce phénomène va à l'encontre de l'objectif principal du procédé, qui est d'introduire des contraintes résiduelles de compression dans les couches superficielles pièces. L'apparition de ces contraintes de traction est attribuée au niveau élevé de déformation du matériau qui

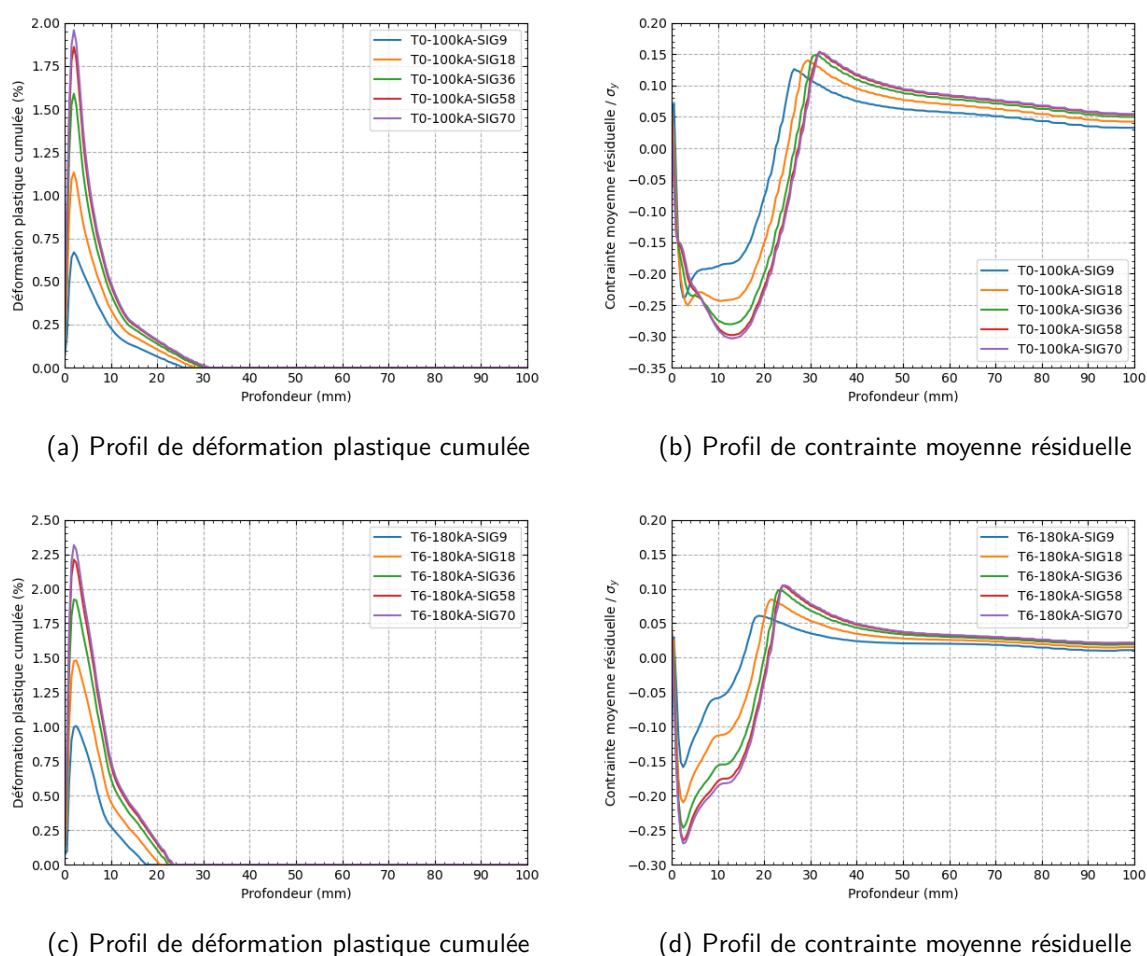
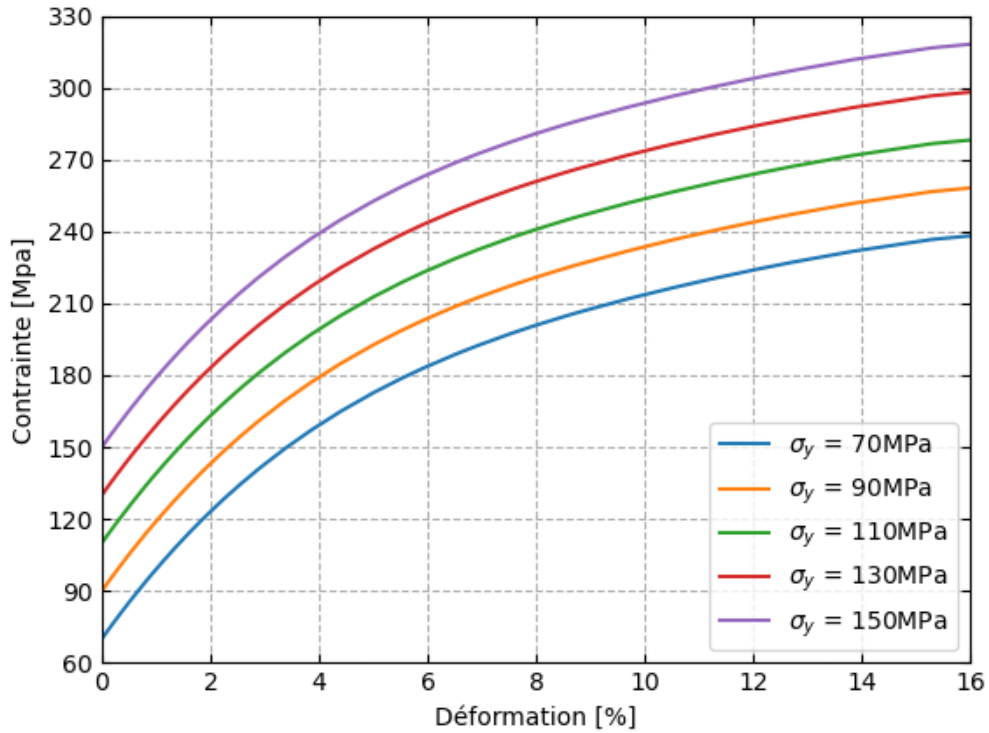


FIGURE 2.15 – Profil (2.15a) et (2.15b) de déformation plastique cumulée et (2.15c) et (2.15d) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce respectivement de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 et T6 pour plusieurs conductivité électrique

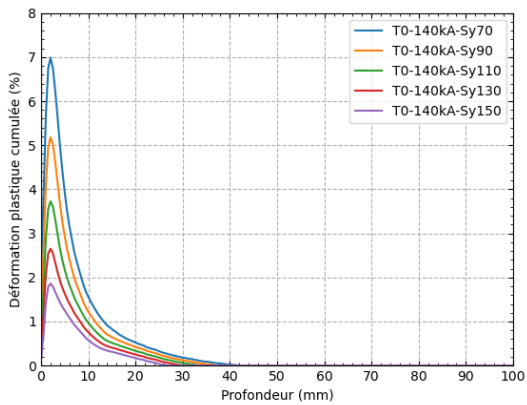
agit sur le rééquilibrage des contraintes résiduelles. Lorsque des courants plus élevés que ceux nécessaires pour l'efficacité du procédé sont utilisés, on se retrouve avec des phénomènes indésirables, comme c'est le cas pour l'AA6061-T0 traité avec un courant d'intensité maximale de 140 kA.

Pour expliquer ce phénomène, en nous basant sur le comportement de l'AA6061-T0, un décalage proportionnel de la limite élastique a été effectué, faisant varier la limite élastique de 70 MPa, qui est la limite réelle de l'AA6061-T0, à 150 MPa (Figure 2.16a) lors de la simulation du procédé à 140 kA. Ceci permettra de réduire la déformation plastique et de conclure sur l'influence des niveaux de déformation trop importants.

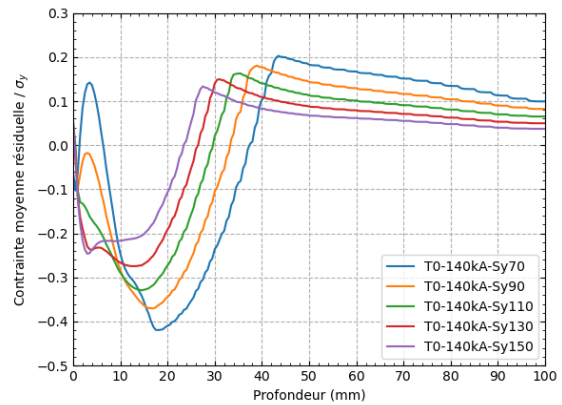
Les figures (2.16b) et (2.16c) présentent respectivement la déformation plastique et la contrainte moyenne résiduelle en fonction du comportement du matériau. Plus la limite élastique est élevée, moins la déformation plastique est importante, de même que l'amplitude des contraintes de compression introduites. On constate également la réduction



(a) Loi de comportement de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 avec variation de la limite élastique



(b) Déformation plastique cumulée



(c) Contrainte moyenne résiduelle

FIGURE 2.16 – Comportement du matériau (2.16a) et Profil (2.16b) de déformation plastique cumulée et (2.16c) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 avec variation de la limite élastique proportionnellement à la limite élastique réelle.

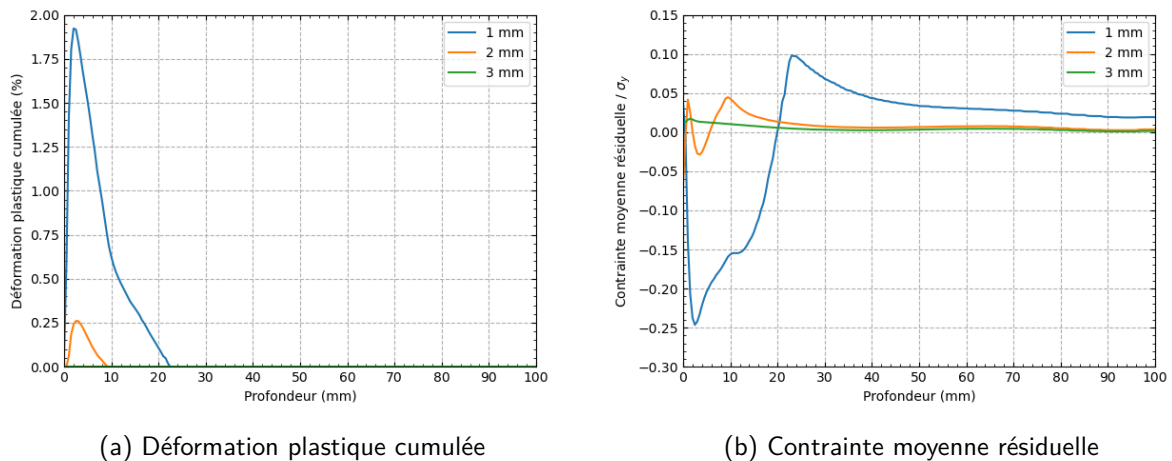


FIGURE 2.17 – Profil (2.17a) de déformation plastique cumulée et (2.17b) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce de l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T6 avec variation de l'espace entre inducteur et pièce

progressive de la zone de traction à mesure que la limite élastique augmente. Ce phénomène met en évidence l'importance de prendre en compte tous ces éléments pour assurer un traitement efficace. Dans les configurations étudiées, un traitement efficace peut être assimilé à un traitement qui permet d'obtenir une contrainte de compression maximale relativement proche de la surface de la pièce et qui augmente progressivement en profondeur avant d'entrer dans la zone de traction, assurant ainsi l'équilibre global de la pièce.

3.3.4.4 Influence de l'espacement inducteur pièce

L'efficacité du procédé repose essentiellement sur la génération des forces de Laplace au sein du matériau cible. L'intensité de la force de Laplace dépend de l'exposition de la pièce au champ magnétique créé par le passage du courant dans les inducteurs. L'objectif des résultats présentés dans cette section du document est de mettre en lumière l'influence de l'espace entre l'inducteur et la pièce sur la déformation de la pièce ainsi que sur les contraintes résiduelles introduites dans la pièce. Pour ce faire, le procédé a été simulé sur une pièce en alliage d'aluminium 6061 dans son état T6, avec un courant d'intensité maximale de 180 kA, tandis que l'espace entre l'inducteur et la pièce a été varié entre 1 mm, 2 mm et 3 mm.

Les figures (2.17a) et (2.17b) présentent les résultats de la simulation du procédé sur l'AA6061-T6. On observe une diminution de la déformation dans la pièce, jusqu'à zéro pour un espace entre l'inducteur et la pièce de 3 mm. Pour déformer plastiquement le

matériau et introduire des contraintes résiduelles de compression, l'espace entre l'inducteur et la pièce est un paramètre d'une importance capitale. Un espace très élevé (comme dans le cas de 3 mm) ne permet pas un traitement, mais lorsque cet espace est trop faible, il existe un risque de claquage électrique entre la pièce et l'inducteur. Pour ces raisons, il est nécessaire de prendre en compte tous ces critères dans la détermination de l'espace entre l'inducteur et la pièce. L'espace idéal serait le plus faible possible, permettant un traitement tout en éliminant le risque de claquage électrique.

3.3.5 Conclusion sur les résultats de simulation avec l'inducteur plan en spirale

Dans la section 3.3, la simulation d'une plaque massive par le procédé EMP a été présentée. La capacité du procédé à mettre en compression une pièce mécanique a été exposée en prenant l'alliage d'aluminium comme matériau d'étude. Une première partie a été consacrée à la présentation d'un cas d'étude de référence sur l'alliage d'aluminium dans son état T0 et T6. Partant de cette étude, un ensemble d'études paramétriques a été présenté, montrant l'influence de l'intensité du courant, de la conductivité électrique, de la limite élastique et de l'espace entre l'inducteur et la pièce sur l'efficacité du procédé.

Il a été observé que l'augmentation du courant entraîne une augmentation de la déformation plastique, de la profondeur déformée et du niveau de déformation. Cela se traduit également par une augmentation de l'amplitude des contraintes résiduelles. De plus, la variation de la conductivité électrique a permis de constater qu'un matériau avec une grande conductivité électrique répond plus favorablement au procédé. En ce qui concerne l'espace entre l'inducteur et la pièce, il doit être choisi le plus faiblement possible en tenant compte du risque de claquage électrique.

À la suite de ces travaux, une campagne d'essais a été lancée pour réaliser une étude comparative entre les résultats expérimentaux et numériques. Après ces essais, un constat a été fait concernant la tenue mécanique des inducteurs. À partir des niveaux de courant permettant d'obtenir une déformation plastique suffisante pour introduire des contraintes résiduelles (100 - 140 kA), les inducteurs présentent des zones de fissuration qui entraînent leur ruine (voir Figure). Il est donc nécessaire de trouver une solution pour améliorer la tenue de l'inducteur lors du procédé EMP. Dans la suite de ce document, une étude d'optimisation de l'inducteur est présentée.

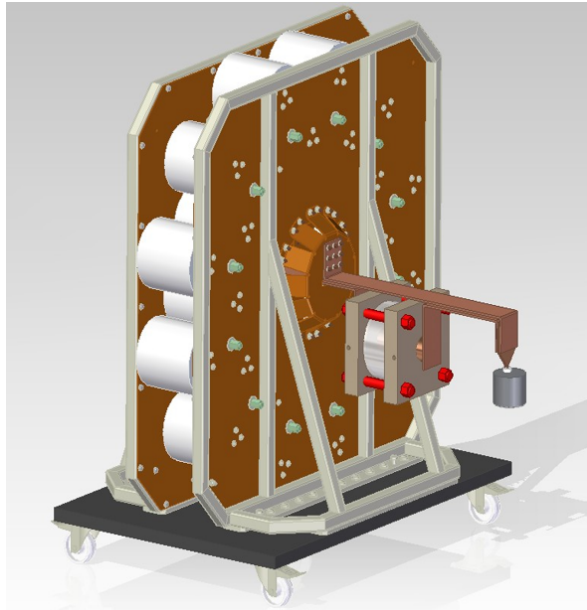
3.3.6 Optimisation de l'inducteur

Le prototype du procédé EMP, montré à la figure 2.18, a été utilisé pour réaliser des tests expérimentaux du procédé EMP. La figure 2.19 montre l'inducteur avant les essais, tandis que la figure 2.20 montre la ruine de l'inducteur au cours du procédé. Après des essais à faible courant jusqu'à une intensité de courant de 100 kA, on constate l'apparition de fissures, comme le montre la Figure 2.20. Au-delà de ce niveau de courant, les inducteurs présentent une faible résistance au chargement, ce qui se traduit par la propagation des fissures autour de l'inducteur et entre les spires. L'aggravation de ces fissures conduit finalement à des arcs électriques, aboutissant à la destruction totale de l'inducteur. Afin d'approfondir la compréhension de l'apparition de ces fissures, Chazottes-Leconte et al. ont réalisé une analyse tomographique par rayons X, comme illustré dans la Figure 2.21. Cette analyse a révélé que les fissures suivent principalement le contour interne de la première spire. Cette zone est la plus sollicitée, comme le montrent les résultats de la simulation numérique (voir Figure 2.22).

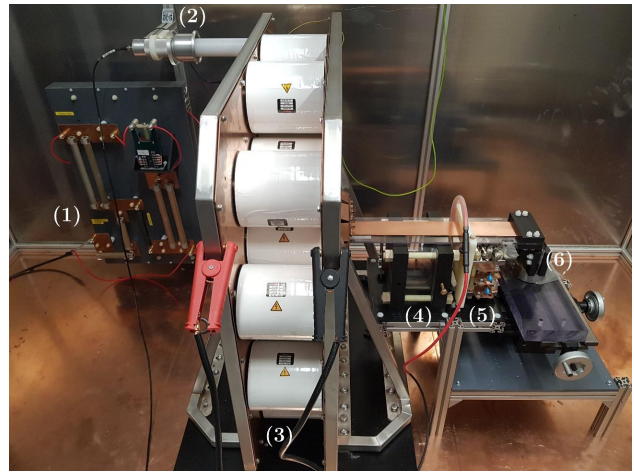
L'ensemble de ces analyses met en évidence le point critique du dispositif de mise en compression par impulsions électromagnétiques, à savoir l'inducteur. L'objectif des travaux présentés dans cette section est centré sur l'étude de la tenue mécanique de l'inducteur. Comme montré sur la figure 2.22, la sollicitation sur l'inducteur étant localisée sur la spire interne, il faut trouver une solution pour réduire la charge sur l'inducteur tout en gardant les mêmes niveaux de chargement dans l'inducteur. Pour cela, deux axes de recherche ont été choisis : la réduction des charges exercées sur l'inducteur et l'amélioration du blindage autour de l'inducteur pour éviter la fissuration et le décollement entraînant l'arc électrique, et par conséquent, la destruction totale de l'inducteur.

3.3.6.1 Réduction de charge sur l'inducteur

Dans la section précédente, il a été constaté que l'inducteur est un élément critique du dispositif, soumis à des charges qui peuvent être supérieures à ce qui est nécessaire pour induire des contraintes résiduelles dans le matériau cible. Les inducteurs précédents présentaient des sections rectangulaires. Cependant, en exploitant le phénomène de peau pour générer des forces de Laplace, ces forces se concentrent dans la partie inférieure de l'inducteur, en face de la pièce cible. Les angles droits de la section des spires sont des zones de concentration de contraintes, à l'origine des phénomènes observés dans la Figure (2.22). Dans ces zones, les forces de Laplace sont significatives. La solution proposée



(a) CAO du prototype du dispositif EMP



(b) Prototype du dispositif 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 et table XY en dessous.

FIGURE 2.18 – Vue d'ensemble du prototype du dispositif EMP comme présenté par Chazottes-Leconte *et al.* [8]

consiste à atténuer ces zones de concentration de contrainte en biseautant les angles vifs avec des chanfreins, afin d'étudier l'impact sur les forces de Laplace exercées sur la pièce et l'inducteur. Les chanfreins sont donc réalisés à la base des spires, comme le montre la Figure (2.24a). Cette figure illustre les caractéristiques de la nouvelle forme d'inducteur, avec s représentant l'épaisseur de la spire, l la largeur du chanfrein, et h sa hauteur.

L'épaisseur s des spires est maintenue à 1 mm, comme précédemment mentionné. Afin d'éviter une réduction importante de la surface de contact avec la pièce, la largeur maximale du chanfrein est fixée à 1/4 de son épaisseur. En ce qui concerne la hauteur du chanfrein, elle varie de 0 à s , c'est-à-dire l'épaisseur de la spire.

Le maximum de la résultante des forces de Laplace dans la pièce et dans l'inducteur a été analysé. La Figure 2.23 présente les résultats obtenus pour une largeur de chanfrein de 100 μm (Figure 2.23a) et de 250 μm (Figure 2.23b), avec la hauteur du chanfrein variant de 0 à 1000 μm . Ces figures montrent que la variation de la hauteur du chanfrein entraîne une diminution de la force exercée sur l'inducteur. La force exercée sur la pièce reste relativement constante. Comme indiqué sur la figure, au-delà d'une certaine taille de chanfrein, la force nécessaire pour induire des déformations dans la pièce devient plus importante par rapport à la force exercée sur l'inducteur.

Ces figures montrent également qu'au-delà d'une hauteur de 700 μm , dans les deux cas d'étude (largeur de chanfrein de 100 μm et de 250 μm), la variation de la force exercée

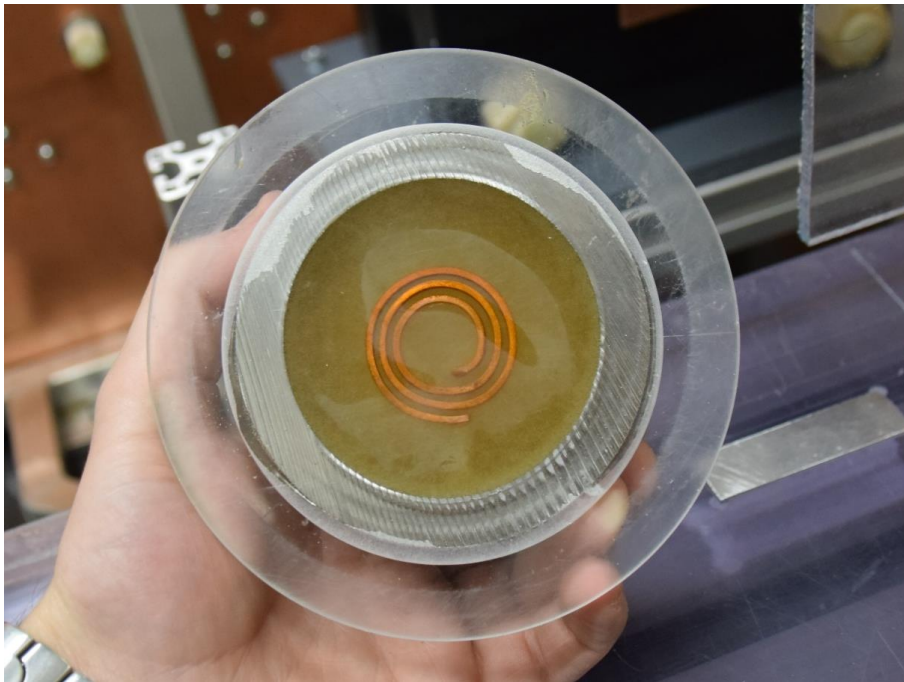


FIGURE 2.19 – Inducteur utilisé pour les essais expérimentaux [8]

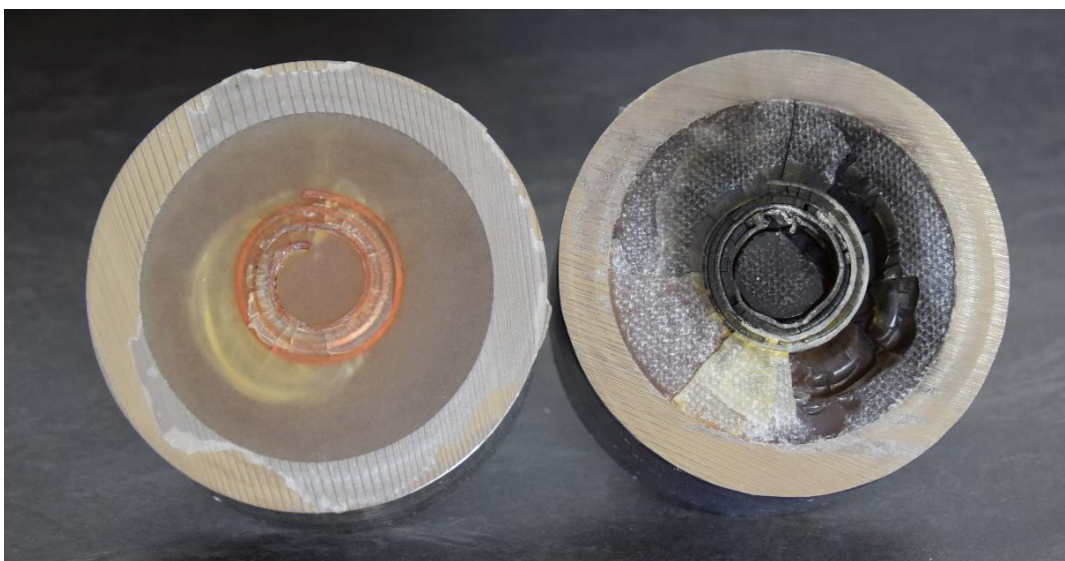


FIGURE 2.20 – Inducteur après utilisation, montrant les fissures et la ruine de ce dernier. [8]

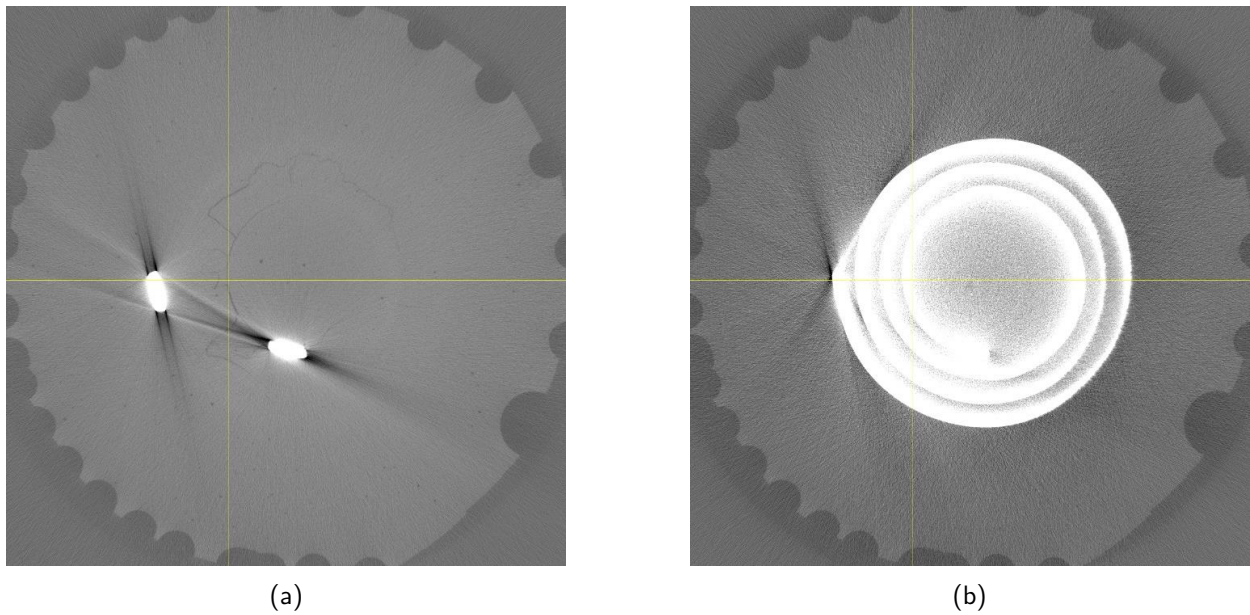


FIGURE 2.21 – Tomographie à rayons X (2.21a) de la résine juste au dessus de l'inducteur, (2.21b) localisation de la fissure par rapport au spires [8].

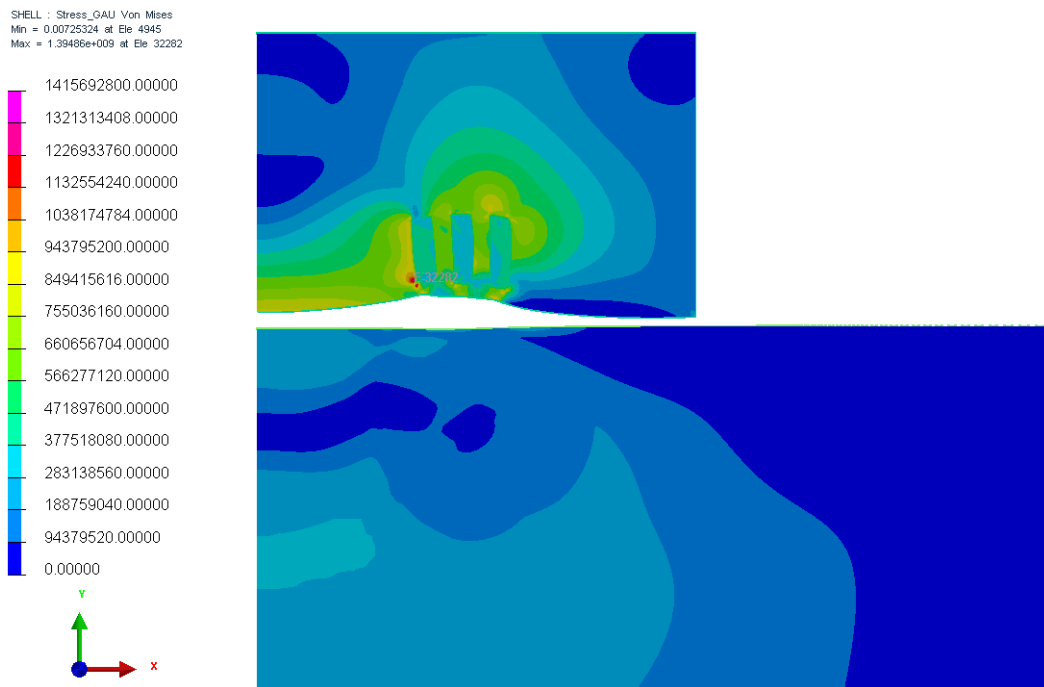
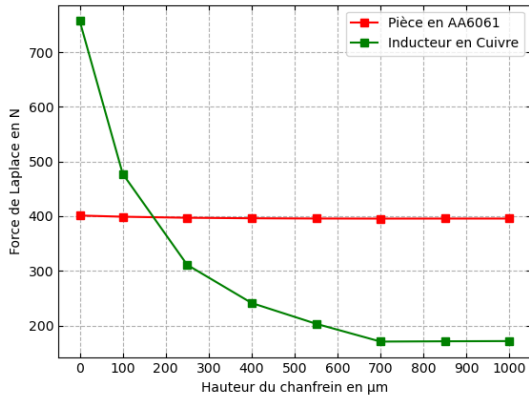
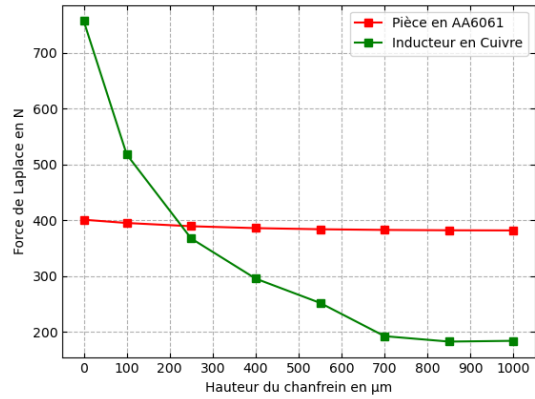


FIGURE 2.22 – Profil de contraintes de Von Mises (en Pa) dans la résine, la pièce et l'inducteur montrant la zone de forte sollicitation [8].

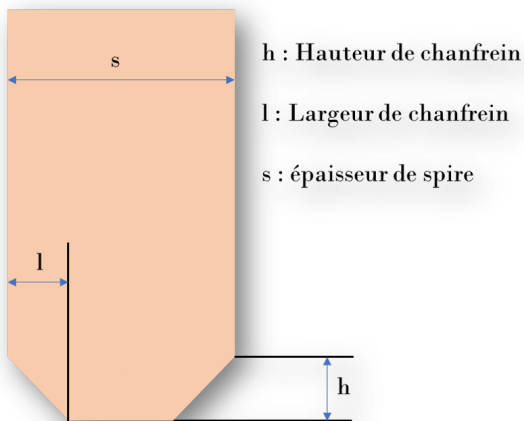


(a) Largeur chanfrein 100 μm

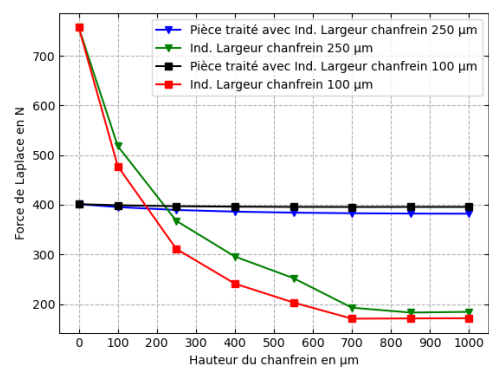


(b) Largeur chanfrein 250 μm

FIGURE 2.23 – Évolution de la force dans la pièce et dans l'inducteur pour différents hauteur de chanfrein avec (2.23a) largeur de chanfrein à 100 μm et (2.23b) largeur de chanfrein à 250 μm pour une épaisseur de spire de 1 mm



(a) Forme de spire



(b) Comparaison de la force dans l'inducteur et la pièce en fonction de la largeur du chanfrein

FIGURE 2.24 – Figure montrant (2.24a) la forme de l'inducteur et (2.24b) évolution des forces dans l'inducteur et la pièce et dans l'inducteur en fonction de la largeur et la hauteur du chanfrein à courant constant

sur l'inducteur atteint un plateau. La comparaison illustrée dans la Figure 2.24 permet de constater que les résultats pour une largeur de spire de 100 μm entraînent une moindre force exercée sur l'inducteur et des efforts légèrement supérieurs dans la pièce par rapport à l'inducteur comportant des chanfreins de largeur de 250 μm . Dans ces configurations, il serait judicieux de choisir un inducteur avec des spires de 100 μm de largeur.

En combinant ces résultats avec un assemblage de qualité entre les différents éléments composant l'inducteur, la résistance mécanique peut être améliorée, ce qui permettra d'augmenter la durée de vie des inducteurs.

3.3.6.2 Assemblage résine inducteur

L'un des principaux axes de recherche est la réduction de la force exercée sur l'inducteur. Malgré cette réduction, l'inducteur est toujours soumis à un certain niveau de chargement. La résistance mécanique de l'inducteur dépend en grande partie de la qualité de la résine coulée autour de l'inducteur. Une solution optimale doit être trouvée pour empêcher le décollement entre la résine et l'inducteur, afin d'éviter le phénomène de claquage électrique, qui peut entraîner la détérioration de l'inducteur. La résine doit être sélectionnée de manière à supporter les éventuels déplacements de l'inducteur ainsi que sa charge.

L'optimisation de l'inducteur, passant par la réduction des charges supportées par l'inducteur et un meilleur bridage de ce dernier, a permis de montrer la possibilité d'avoir des inducteurs qui supportent mieux les niveaux des charges nécessaires à l'efficacité du procédé EMP. Dans la même optique, les inducteurs cylindriques ont été étudiés et ont montré une bonne tenue mécanique. Dans la section suivante, l'ensemble des études menées sur les pièces cylindriques est présenté.

3.4 Simulation d'une pièce cylindrique

Dans cette partie, le modèle mis en place précédemment est utilisé pour simuler la mise en compression électromagnétique sur une pièce cylindrique avec un inducteur cylindrique. La particularité des inducteurs cylindriques est leur capacité à supporter des charges élevées. Étant donné les difficultés de la mise en œuvre expérimentale des simulations présentées avec l'utilisation des inducteurs plans en spirale, l'inducteur cylindrique a été choisi pour plusieurs raisons. D'une part, il permettra d'utiliser des niveaux de courant élevés, et d'autre part, le traitement des pièces cylindriques permettra d'avoir

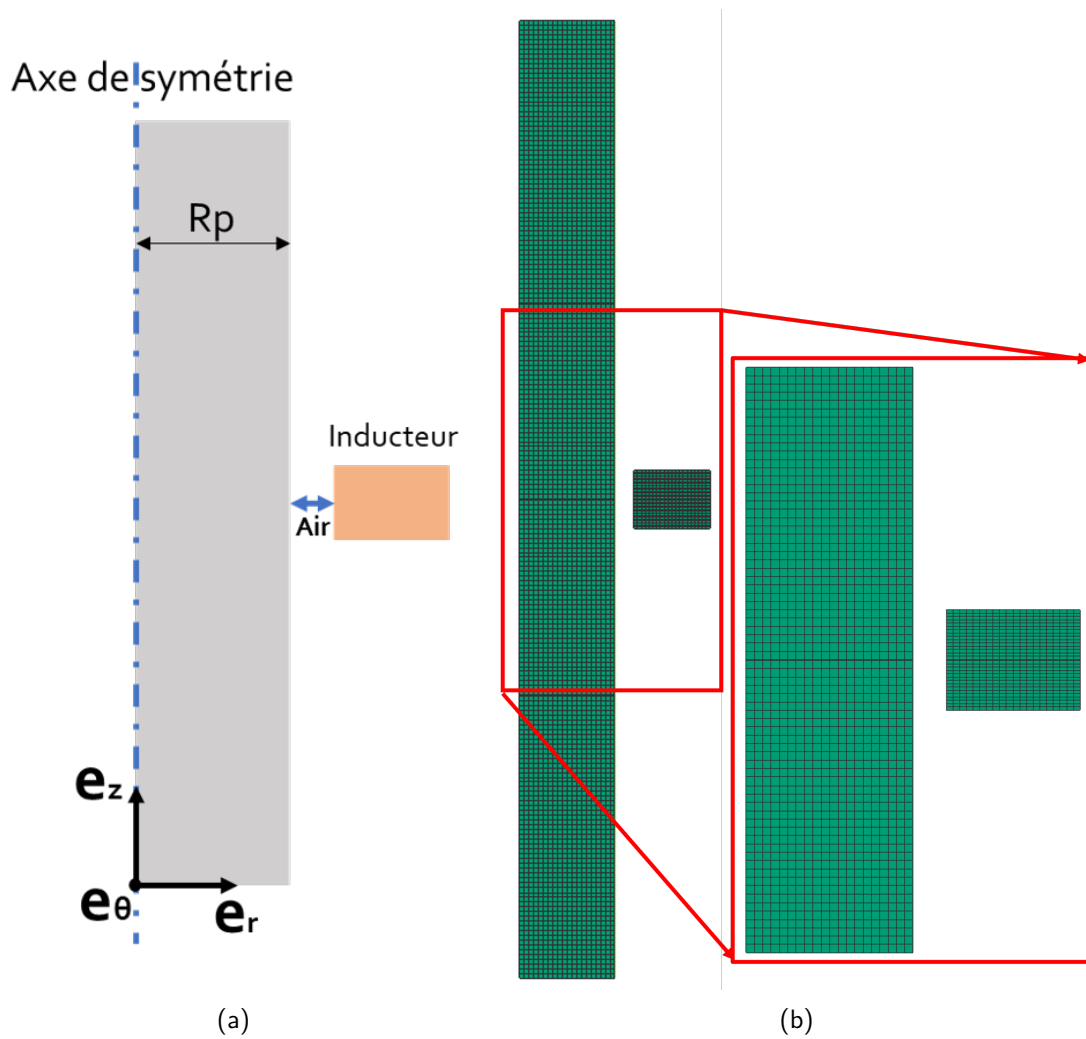


FIGURE 2.25 – Géométrie (2.25a) et maillage (2.25b) du modèle pour un inducteur cylindrique à une spire

Inducteur cylindrique	
Matériau	Cuivre
Conductivité électrique	58 MS/m
Nombre de spires	1
Section d'une spire	$3 \times 4 \text{ mm}^2$
Rayon interne	$R_p + Air$
Distance inducteur-spires (<i>Air</i>)	1 mm
Propriétés matériaux	
Matériau	Alliage d'Aluminium 6061-T0
Conductivité électrique	36 MS/m
Diamètre	$R_p = 5mm$
Masse volumique	2700 Kg/m ³
Module de Young	70 GPa
Limite élastique état T0	70 MPa
Loi d'écroutissage isotrope	Voir Figure 2.7

TABLE 2.4 – Paramètres géométriques, matériaux et électriques utilisés dans les simulation du procédé avec un inducteur cylindrique.

des méthodes de caractérisation faciles à mettre en place. À la suite du procédé de mise en compression, la pièce traitée sera caractérisée en traction. En mesurant la déformation sous la traction de la pièce, le retard de déformation devrait être constaté dans la zone traitée en EMP et pourra être comparé avec un essai de traction numérique après la simulation du procédé. En plus de ces deux raisons, l'étude du procédé EMP avec des inducteurs cylindriques ouvre la voie à la réflexion sur d'autres formes d'inducteurs. Dans la suite de cette partie, le plan de simulation sera présenté avant de passer à la présentation des résultats des différentes simulations. Un focus sera fait sur une comparaison des résultats numériques et expérimentaux.

3.4.1 Plan de Simulation

Les différents paramètres utilisés dans les simulations suivantes ont été récapitulés dans la table 2.3. L'alliage d'aluminium dans son état T0 sera le matériau de la pièce dans les cas présentés. Dans un premier temps, une série de simulations avec variation de l'intensité du courant sera exposée pour étudier l'influence de l'intensité du courant dans le cadre de la simulation d'une pièce cylindrique. Ensuite, un cas d'étude portant sur une simulation à impacts multiples du procédé sera présenté. Les résultats de cette étude seront comparés aux résultats d'une étude expérimentale. Une dernière partie sera consacrée à la variation de l'épaisseur de la pièce et donc indirectement celle de l'inducteur, tout en gardant l'espace inducteur-pièce inchangé.

3.4.2 Simulation 2D sur une pièce cylindrique avec variation de l'intensité du courant

Tout comme dans le cas de la simulation avec un inducteur de type plan spirale, la fréquence du courant a été fixée à 27 kHz, conforme au prototype en cours de développement au LaMCoS. Pour étudier le procédé sur des pièces cylindriques avec un inducteur de type cylindrique, une étude avec variation des courants électriques traversant l'inducteur a été menée.

Les simulations ont été effectuées sur une pièce de diamètre de 10 mm. Les figures (2.26) et (2.27) représentent respectivement la répartition de la déformation plastique et de la contrainte moyenne résiduelle dans les pièces après le processus. Comme observé précédemment sur les pièces massives, une augmentation du niveau de déformation dans la pièce a été constatée avec l'augmentation de l'intensité, comme le montre la figure (2.26). De plus, cette figure montre également que la variation du diamètre s'amplifie avec l'intensité.

Une autre observation importante concerne la localisation de la déformation sur la pièce. Dans les résultats présentés dans la section précédente, étant donné l'épaisseur de la pièce, les déformations étaient principalement localisées dans les couches superficielles. Cependant, dans le cas de la présente étude avec une pièce de faible diamètre, la déformation a affecté tout son diamètre.

La Figure 2.27 représente la distribution de la contrainte moyenne résiduelle dans la pièce. Une première observation révèle la présence de contraintes résiduelles de traction en surface, ainsi que des contraintes de compression en profondeur jusqu'au cœur de la pièce. La présence de la déformation plastique sur tout le diamètre explique la distribution des contraintes dans la pièce.

Cette première étude avec variation de l'intensité a permis de comprendre la répartition des contraintes résiduelles et des déformations dans l'alliage d'aluminium dans son état T0 sous le procédé EMP avec un inducteur cylindrique. Grâce aux résultats présentés, il est désormais possible d'effectuer une étude comparative entre les résultats expérimentaux et numériques. Cette comparaison peut servir à vérifier la variation du diamètre et à réaliser des essais de traction après le processus EMP. Dans la prochaine section, quelques-unes de ces études seront présentées.

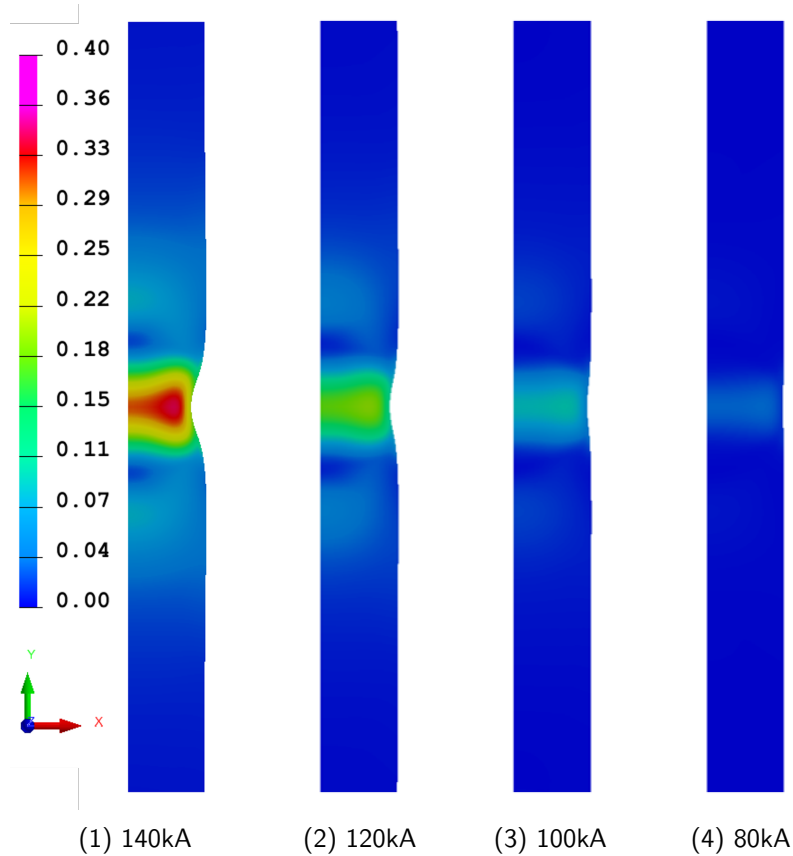


FIGURE 2.26 – Déformation plastique cumulée en fonction de l'intensité du courant maximal dans l'inducteur

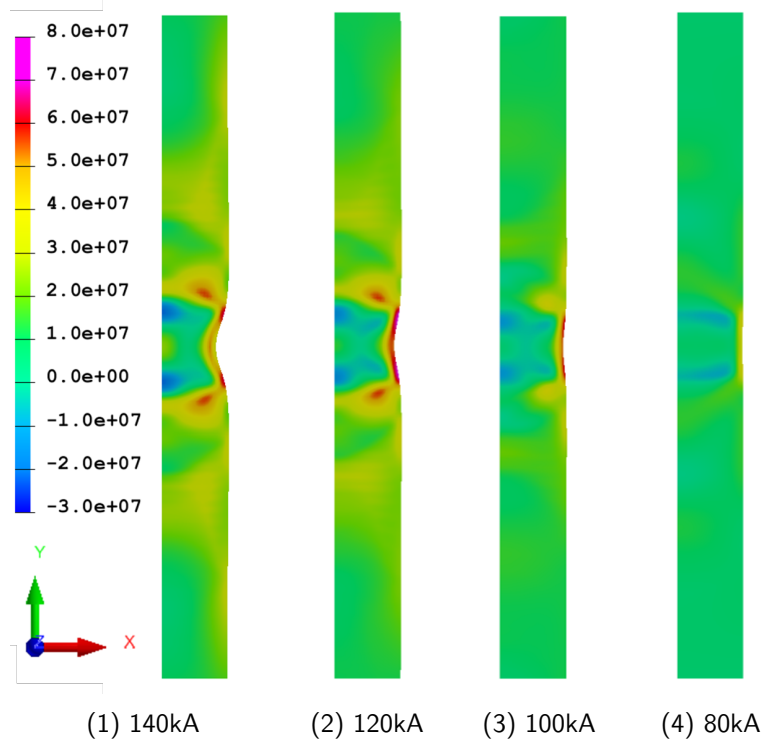


FIGURE 2.27 – Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (Pa) dans la pièce en fonction de l'intensité du courant maximal dans l'inducteur

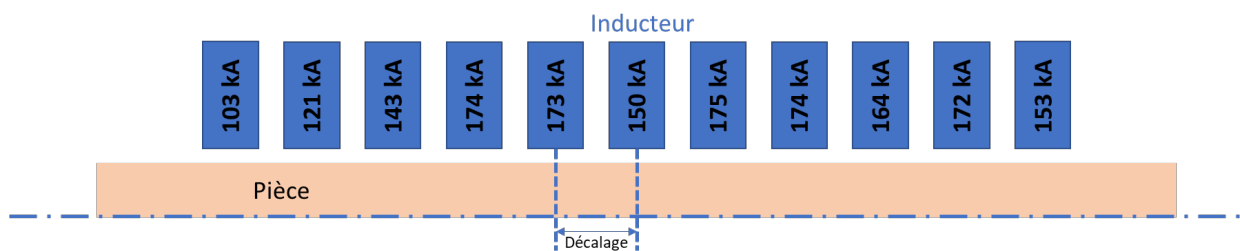


FIGURE 2.28 – Plan de simulation multi-impacts avec variation de l'intensité du courant maximal

3.4.3 Simulation 2D multi-impacts sur une pièce cylindrique avec variation de l'intensité du courant par impact

Dans cette section, une étude comparative entre des expérimentations et des simulations numériques sera présentée. Pour cela, un plan de simulation correspondant aux essais expérimentaux a été mis en place. Sur une seule pièce, une simulation à plusieurs impacts avec une variation du courant à chaque impulsion a été réalisée (Figure 2.28).

Après la simulation, la déformation principale maximale en surface de l'éprouvette cylindrique de rayon 5 mm après 11 tirs EMP espacés de 2 mm chacun, suivi d'un chargement uniaxial avec un déplacement imposé de 8 mm, est présentée dans la figure (2.29). Le retard de déformation dans les parties traitées de la pièce résulte de l'écroûissage de la pièce à l'issue du procédé EMP. Une bonne cohérence a été observée entre les résultats expérimentaux et numériques.

Les différentes simulations sur des pièces cylindriques avec des inducteurs cylindriques ont été présentées. Ces études ont permis d'observer la répartition des contraintes et des déformations de la pièce. Une étude comparative avec des résultats expérimentaux a été présentée. Dans la section suivante, une étude paramétrique avec variation du rayon de la pièce et de l'inducteur sera présentée en vue de la réflexion sur de nouvelles formes d'inducteur dans le procédé EMP.

3.4.4 Étude paramétrique : variation du rayon de l'inducteur

Dans le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques, l'inducteur joue un rôle primordial dans l'efficacité du processus. Lors de la mise en forme par impulsions électromagnétiques, différents types d'inducteurs sont utilisés en fonction des résultats souhaités. Ainsi, les inducteurs cylindriques sont employés pour traiter des pièces de forme cylindrique, tandis que les inducteurs plans de type spirale sont utilisés pour des plaques minces. À partir des connaissances acquises sur le procédé de mise en

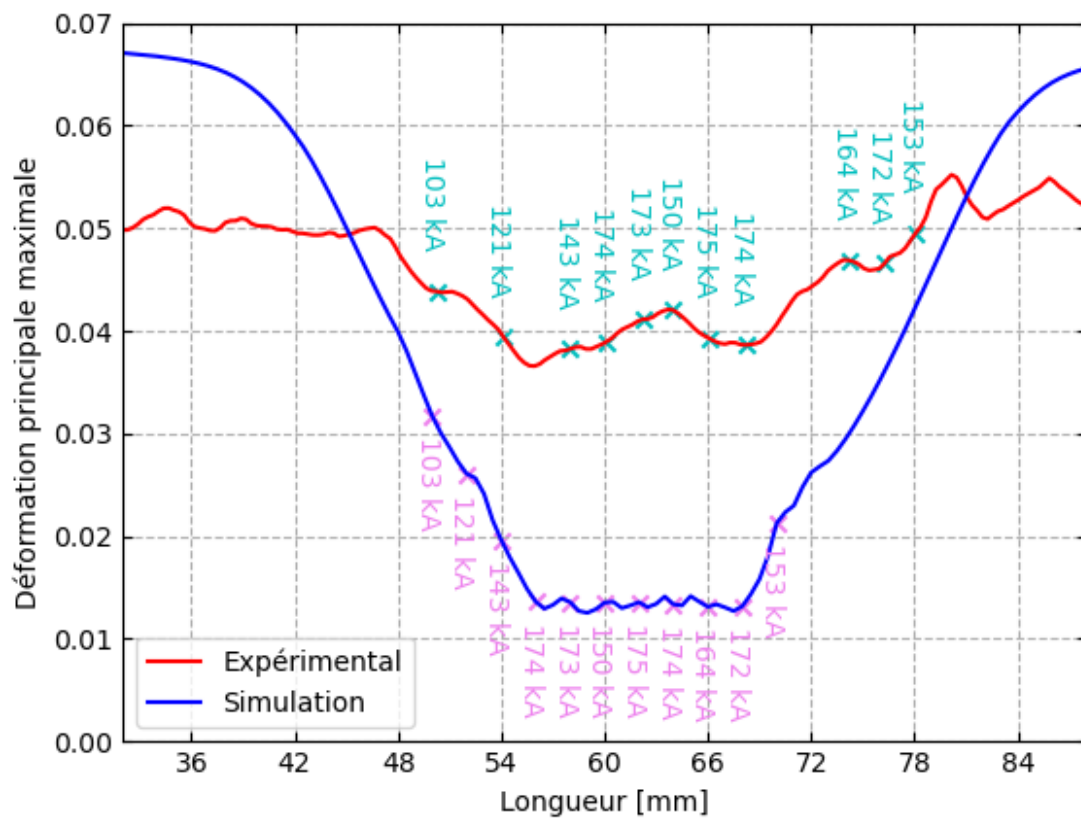


FIGURE 2.29 – Comparaison de déformation principale maximale en surface de l'éprouvette cylindrique de rayon 5mm après 11 tirs EMP espacés de 2mm chacun, suivi d'un chargement uniaxial avec un déplacement imposé de 8mm, obtenue expérimentalement et numériquement.

forme par impulsions électromagnétiques, les premières recherches concernant la mise en compression par impulsions électromagnétiques ont fait usage d'inducteurs plans de type spirale.

Dans cette section, une réflexion est entreprise concernant les inducteurs, dans le but de proposer d'autres formes d'inducteurs pour le procédé d'impulsions électromagnétiques (EMP). Il est envisageable de concevoir un inducteur de type cylindrique avec un grand diamètre, pouvant être adapté en fonction de la pièce à traiter. De plus, des méplats spéciaux pourraient être envisagés pour le traitement des pièces plates.

Afin d'atteindre ces objectifs, une étude a été menée sur les inducteurs cylindriques qui ont été utilisés dans la section précédente. Le diamètre de la pièce a été modifié pour analyser le comportement de la pièce dans une configuration donnée. Les résultats qui seront présentés portent sur le traitement de la pièce en alliage d'aluminium 6061 dans son état T0 par le procédé EMP. Le rayon de la pièce a été varié entre 10 mm et 100 mm. Le rayon interne de l'inducteur a été ajusté proportionnellement au rayon de la pièce, en maintenant un espacement de 1 mm entre l'inducteur et la pièce.

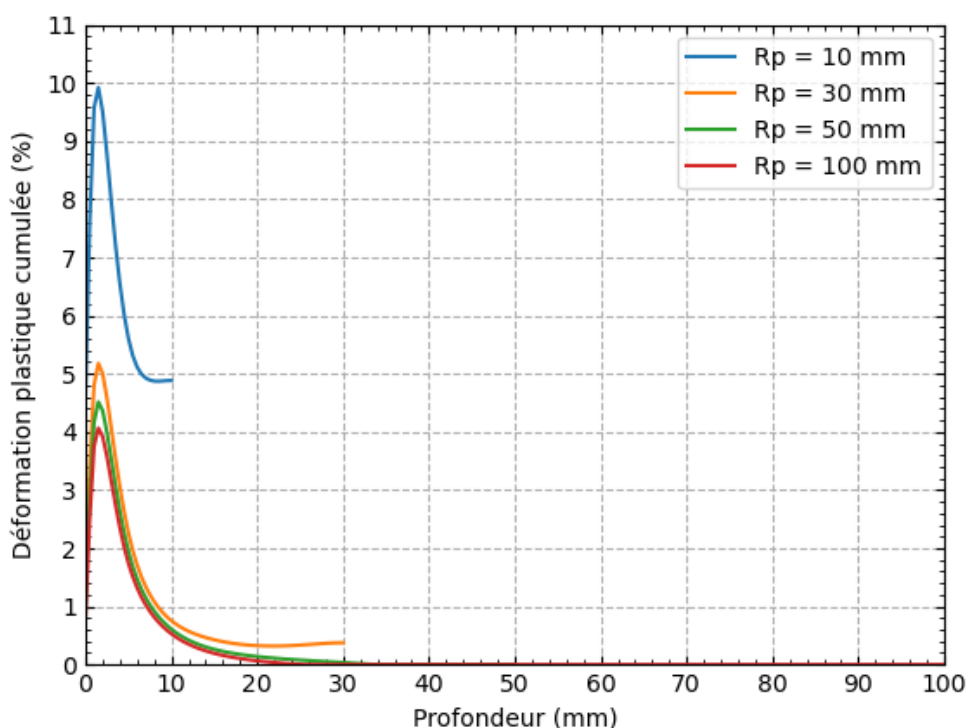


FIGURE 2.30 – Variation de la déformation plastique en fonction de la modification du rayon de la pièce et de l'inducteur pour un courant de 120 kA (la profondeur 0 mm correspond à la surface de la pièce).

La figure (2.30) illustre l'évolution de la déformation plastique maximale au sein de la

pièce en fonction du rayon du cylindre traité. Cette figure révèle une diminution de la déformation lorsque le rayon du cylindre augmente, passant de 10 % pour la pièce de rayon 10 mm à 5 % pour la pièce de rayon 30 mm. On observe une diminution du maximum de déformation plastique avec l'augmentation du rayon de la pièce. Il convient toutefois de noter que cela affecte très peu la profondeur à laquelle la déformation maximale est observée.

Les figures (2.31), (2.32), (2.33) et (2.34) représentent respectivement la répartition de la déformation plastique équivalente dans les pièces ayant des rayons de 10 mm, 30 mm, 50 mm et 100 mm. L'analyse de ces figures en conjonction avec la figure (2.30) révèle la présence d'une déformation plastique jusqu'à l'axe central de la pièce pour un cylindre de diamètre 10 mm et 30 mm, et localisée sous la spire jusqu'à une profondeur d'environ 20 mm pour les pièces de rayon 50 mm et 100 mm.

Afin d'observer les contraintes résiduelles introduites dans la pièce, la distribution des contraintes moyennes résiduelles a été analysée. Les figures (2.35), (2.36), (2.37) et (2.38) illustrent respectivement cette distribution pour des pièces de rayon de 10 mm, 30 mm, 50 mm et 100 mm. L'examen de ces figures révèle la présence de zones en traction et de zones en compression en fonction du rayon de la pièce.

On constate l'introduction de contraintes résiduelles de compression dans les couches superficielles de la pièce à mesure que le rayon de la pièce augmente. Comme précédemment exposé, avec des pièces de faible diamètre, il est difficile d'induire des contraintes de compression en surface. Les déformations sont plus importantes en profondeur par rapport aux dimensions de la pièce, tel que dans le cas de la compression de pièces minces plates, où les contraintes de compression se trouvent à la surface opposée de la zone traitée [7]. Ainsi, on observe des contraintes de traction en surface pour les pièces cylindriques de faible diamètre, avec des contraintes de compression en profondeur.

Avec des rayons de plus en plus grands et des déformations de plus en plus localisées dans les couches superficielles de la pièce, les contraintes de compression sont effectivement introduites dans ces couches superficielles. Par souci d'équilibre global de la pièce, on observe des contraintes de traction, comme le montrent les figures.

Les résultats présentés dans les figures (2.30) à (2.38) ont démontré la possibilité d'induire des contraintes résiduelles de compression en surface de pièces cylindriques de grand diamètre. Les prochaines étapes de ce travail consisteront à adapter cette géométrie pour le traitement de pièces planes. Comme mentionné au début de cette section, des versions d'inducteurs comportant des méplats peuvent être envisagées et positionnées

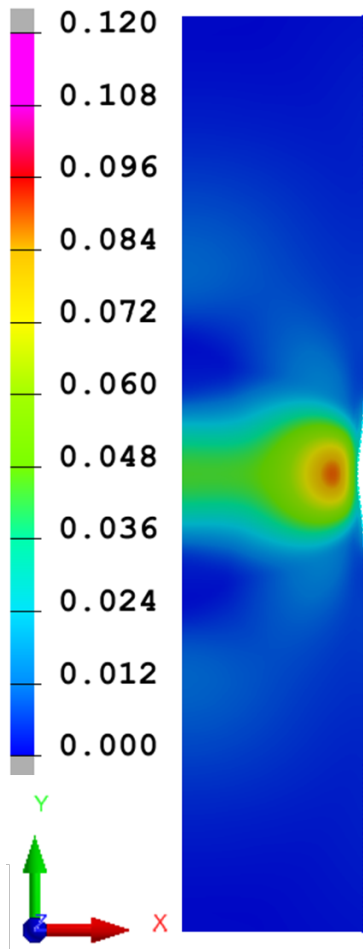


FIGURE 2.31 – Déformation plastique pour $R_p = 10$ mm

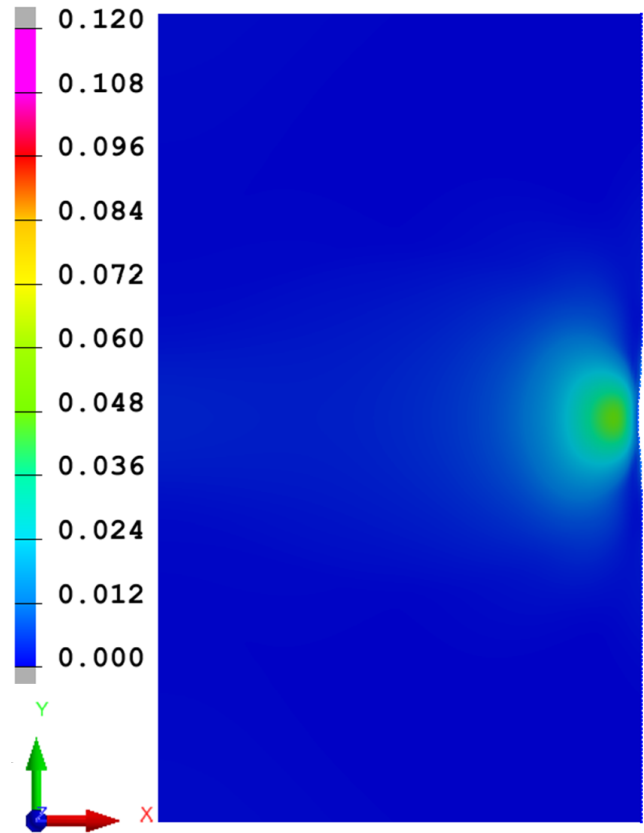


FIGURE 2.32 – Déformation plastique pour $R_p = 30$ mm

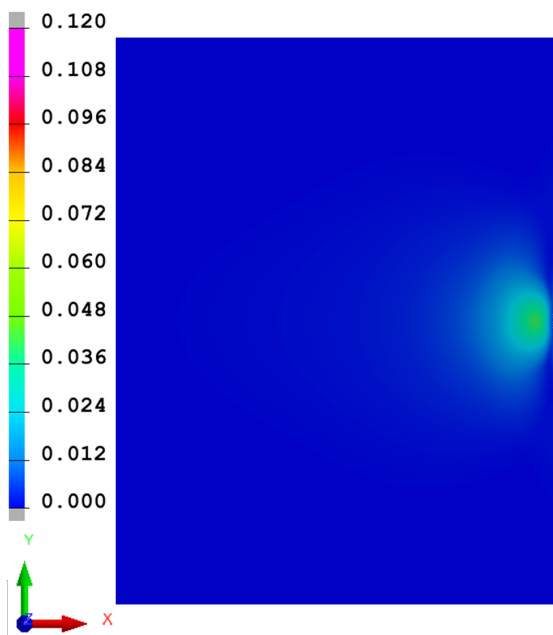


FIGURE 2.33 – Déformation plastique pour $R_p = 50$ mm

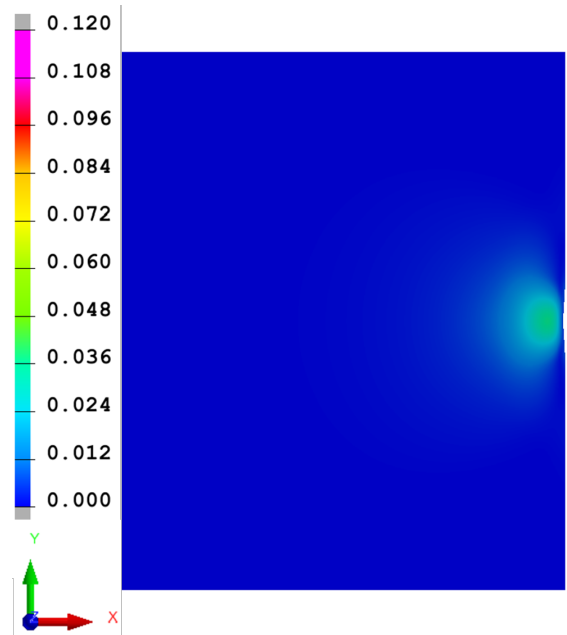


FIGURE 2.34 – Déformation plastique pour $R_p = 100$ mm

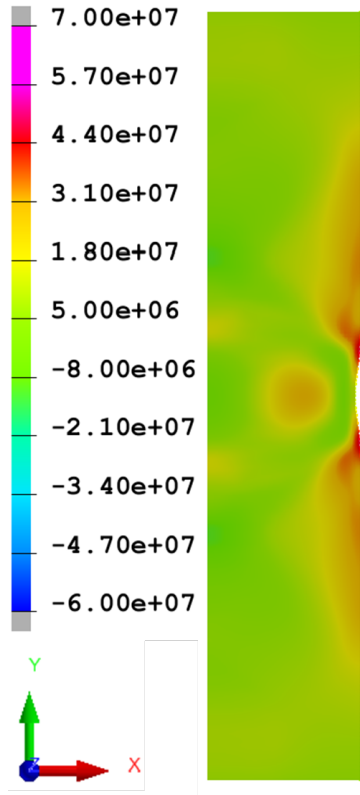


FIGURE 2.35 – Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 10$ mm

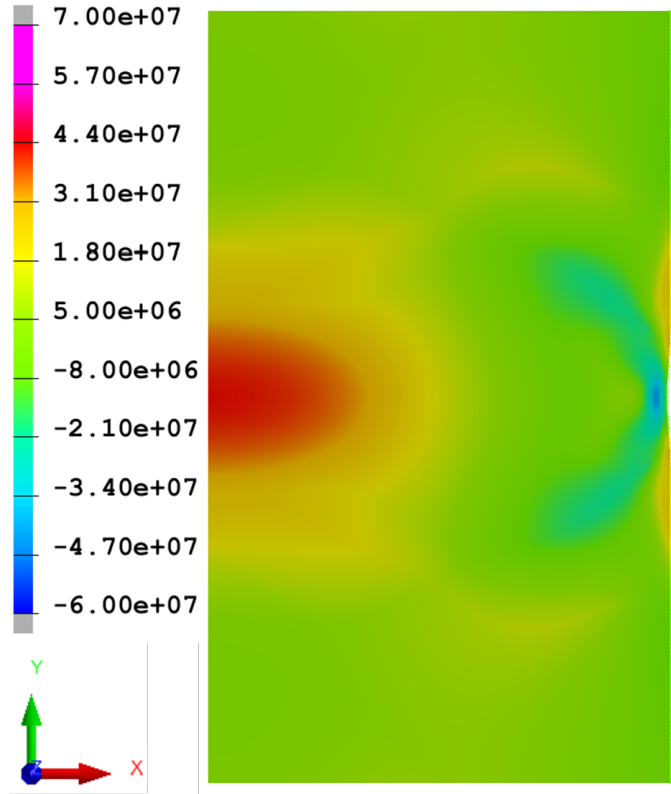


FIGURE 2.36 – Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 30$ mm

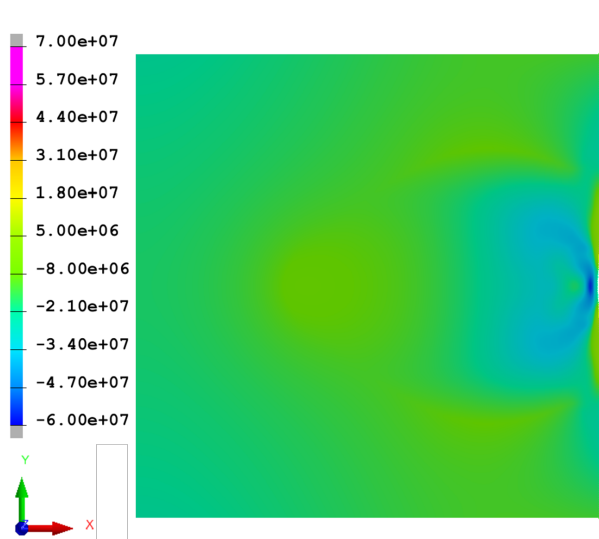


FIGURE 2.37 – Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 50$ mm

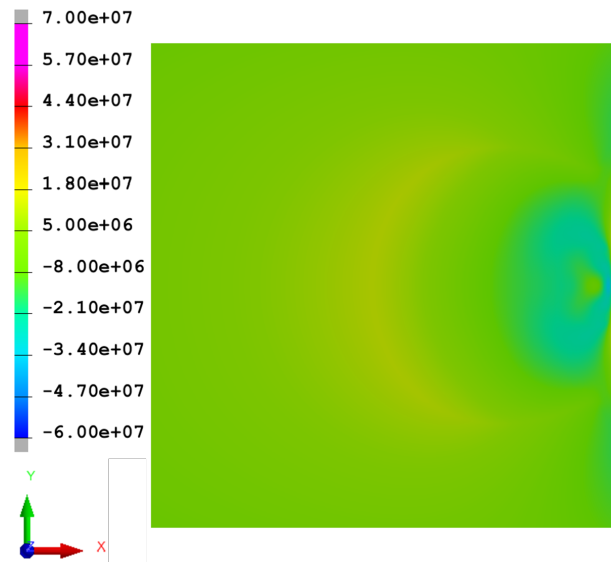


FIGURE 2.38 – Contrainte moyenne résiduelle (Pa) pour $R_p = 100$ mm

par rapport à la surface de la pièce plane afin d'obtenir un traitement uniforme.

4 Conclusion

Dans ce chapitre, le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques a été présenté. Dans un premier temps, les principes du procédé, les caractéristiques électriques nécessaires à sa mise en place ont été présentés. Ensuite, une méthodologie de simulation avec un modèle couplé électromagnétique-mécanique a été présentée. Après validation du modèle, elle a été utilisée pour simuler le procédé EMP dans deux configurations en fonction de la forme de l'inducteur utilisé. Un inducteur plan en spirale a été utilisé pour simuler une plaque massive. Cette simulation a permis de mettre en avant la grande profondeur mise en compression par le procédé et son intérêt par rapport aux procédés classiques. Ensuite, une étude paramétrique a été présentée, mettant en évidence l'influence d'un certain nombre de paramètres, notamment l'intensité du courant traversant l'inducteur, la conductivité électrique du matériau et sa limite élastique, ainsi que l'espace entre l'inducteur et la pièce. À la suite de ces études, une première campagne d'essais a montré les limites de l'inducteur. Pour cela, une étude de la tenue mécanique de l'inducteur a été menée pour optimiser sa géométrie. Dans la réflexion sur la robustesse des inducteurs, une étude a été menée en utilisant les inducteurs cylindriques. Cette étude a montré la résistance des inducteurs cylindriques et a permis de réaliser une étude expérimentale et de comparer les résultats avec les simulations. Enfin, une étude paramétrique sur les inducteurs cylindriques a ouvert la voie à la réflexion sur de nouvelles formes d'inducteur dans l'optique de l'optimisation du procédé EMP.

Chapitre 3

Procédé EMP : Une nouvelle approche de modélisation et de simulation en 3D

Pour une étude approfondie du procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques, il est indispensable de réaliser une modélisation tridimensionnelle du procédé. Dans la littérature, les études sur ce procédé sont quasiment inexistantes, et les rares existantes sont réalisées à l'aide de modèles 2D, généralement en 2D axisymétrique. Ce chapitre propose une méthode de modélisation mécanique en 3D du procédé en se basant sur les calculs d'un modèle 2D électromagnétique axisymétrique du procédé.

Sommaire

Introduction	99
1 Approche de modélisation 3D et de simulation 3D du procédé EMP	99
1.1 Formulation en potentiel magnétique vecteur en 2D axisymétrique	101
1.2 Modélisation 3D mécanique du procédé EMP	101
1.2.1 Résultats électromagnétiques 2D axisymétrique exploités	102
1.2.2 Calcul des forces de Laplace	102
1.2.3 Modèle 3D mécanique	103
2 Simulation d'une impulsion de courant	103
2.1 Maillage de la pièce	104
2.2 Résultats de Simulation 2D axisymétrique	104
2.3 Résultats de Simulation 3D Mécanique	105
3 Simulation de plusieurs impulsions de courant (multi-impacts)	107
3.1 Plan de simulation multi-impacts	107
3.2 Etude de recouvrement : simulation de 15 impulsions	110
Conclusion	112

Introduction

Dans le chapitre précédent, le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques a été présenté. Une méthodologie de modélisation et un modèle de simulation ont été mis en place pour simuler le procédé. Compte tenu de la géométrie des éléments pris en compte dans le modèle, une configuration axisymétrique a été adoptée pour les premières simulations. Dans ces simulations, une impulsion de courant a été simulée. Cependant, lorsque l'on s'intéresse à la simulation de plusieurs impulsions avec un déplacement de l'inducteur, on ne se trouve plus dans un cas axisymétrique, et il est donc nécessaire de passer à une modélisation et une simulation tridimensionnelles.

La modélisation tridimensionnelle du procédé EMP présente certains défis, notamment en termes de ressources informatiques et de temps de calcul. En raison de ces contraintes, la littérature scientifique est presque dépourvue de simulations tridimensionnelles du procédé EMP. Pour surmonter ces difficultés, une approche de modélisation 3D et de simulation 3D du procédé a été développée dans le cadre de cette thèse. Cette approche permet de modéliser et de simuler les contraintes résiduelles tridimensionnelles introduites par le procédé EMP dans la pièce cible.

Cette approche repose sur un calcul électromagnétique en 2D pour simuler les contraintes résiduelles en 3D. Dans la suite de ce chapitre, cette approche sera présentée. Ce modèle sera utilisé pour simuler une impulsion unique dans un premier temps. Ces simulations serviront à valider la méthode par le biais de comparaisons avec les résultats en 2D du procédé. Dans un second temps, il sera utilisé pour simuler plusieurs impulsions dans le cas de déplacement des inducteurs. Cette simulation de plusieurs impulsions sera utilisée pour étudier la distribution des contraintes résiduelles et déterminer la technique de déplacement qui permettra d'uniformiser les contraintes résiduelles dans les sous-couches superficielles de la pièce.

1 Approche de modélisation 3D et de simulation 3D du procédé EMP

La mise en compression par impulsions électromagnétiques, telle qu'évoquée précédemment, est une méthode innovante permettant la mise en compression de pièces mécaniques. Elle partage des similitudes avec le processus de mise en forme par impulsions électromagnétiques, bien qu'il y ait certaines différences notables. Dans la mise en

forme électromagnétique, les pièces traitées peuvent avoir une épaisseur maximale de 5 mm. En revanche, dans la mise en compression par impulsions électromagnétiques, les pièces traitées sont plus épaisses. De plus, ces pièces sont fixées à leur base lors de la compression, contrairement à la mise en forme électromagnétique où elles sont libres de se déplacer. Pour induire des contraintes résiduelles de compression dans les sous-couches lors de la mise en compression par impulsions électromagnétiques, des courants de forte intensité et de pseudo-fréquence élevée sont utilisés, en comparaison avec le procédé de mise en forme.

La littérature abonde en études, aussi bien expérimentales que numériques, sur la mise en forme électromagnétique. En ce qui concerne la mise en compression par impulsions électromagnétiques, la littérature est presque vierge, à l'exception des travaux de référence [6]-[8], [81]. Étant donné le manque d'études sur la mise en compression par impulsions électromagnétiques et compte tenu des similitudes entre les deux procédés, les premiers travaux se sont appuyés sur les recherches relatives à la mise en forme électromagnétique.

Étant donné que la littérature est presque vierge en ce qui concerne la modélisation tridimensionnelle du procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique, cette thèse propose une approche de modélisation 3D des contraintes résiduelles dans une pièce mécanique soumise à ce procédé, qui est l'objectif principal du procédé EMP. Cette approche repose sur la méthode déjà établie, à savoir un modèle en deux dimensions permettant la simulation électromagnétique-mécanique du procédé. La compression de la pièce se produit grâce aux forces de Laplace induites dans le matériau de la pièce. En ayant connaissance de ces forces, il suffit alors d'effectuer un calcul mécanique pour déterminer les déformations et les contraintes résultantes.

La modélisation tridimensionnelle complète du procédé a été rarement abordée en raison des coûts en ressources et en temps associés. Pour surmonter ces limitations, l'approche adoptée dans notre étude combine un calcul en deux dimensions permettant de déterminer le potentiel magnétique vectoriel, qui servira ensuite à calculer les forces de Laplace dans le modèle en trois dimensions.

1.1 Formulation en potentiel magnétique vecteur en 2D axisymétrique

L'approche développée pour cette étude s'est appuyée sur le modèle présenté dans le chapitre précédent. La formulation en potentiel magnétique vecteur a été utilisée pour résoudre le problème magnétique. La résolution du problème 3D complet représente un défi considérable, et une configuration axisymétrique a été adoptée, comme dans le calcul du chapitre précédent. En négligeant la spirale de l'inducteur, le phénomène électromagnétique peut être considéré comme axisymétrique (voir 1.29). Dans cette configuration, la densité de courant électrique et le potentiel magnétique vecteur n'ont qu'une seule composante suivant e_θ dans la base vectorielle (e_r, e_θ, e_z) , dépendant des coordonnées (r, z) , comme indiqué dans les équations (Éq. 2.16) et (Éq. 2.17).

L'obtention du potentiel magnétique vecteur à partir du modèle axisymétrique constitue la première étape de l'approche mise en œuvre dans cette thèse. Après cette étape, le potentiel magnétique vecteur est recalculé sur le modèle 3D, ce qui permet ensuite de déterminer la force de Laplace, qui est le chargement pour le modèle mécanique, en vue de déterminer les déformations plastiques induites, et par la suite, les contraintes résiduelles de compression.

1.2 Modélisation 3D mécanique du procédé EMP

L'approche de modélisation 3D du procédé présentée dans ce chapitre consiste en une modélisation mécanique tridimensionnelle de la pièce soumise au procédé EMP. La modélisation 2D axisymétrique présentée dans le chapitre précédent a démontré la possibilité d'introduire des contraintes résiduelles de compression dans des pièces mécaniques. Cependant, pour une étude approfondie du procédé, la modélisation 3D est indispensable. Cela est nécessaire, d'une part, pour prendre en compte les impacts multiples, et d'autre part, pour étudier la superposition des impacts (phénomène de recouvrement).

Pour la modélisation 3D du procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques, il est nécessaire de considérer la pièce, l'inducteur et l'air environnant. La modélisation de tous ces éléments implique la création d'un maillage, ce qui entraîne des coûts importants en termes de temps de calcul et de ressources. Pour réduire ces coûts, l'approche proposée dans le cadre de cette thèse consiste à coupler un modèle 2D électromagnétique à un modèle 3D mécanique.

Pour ce faire, le procédé EMP est simulé à l'aide du modèle 2D axisymétrique dans

un premier temps, en prenant en compte l'inducteur, la pièce et l'air environnant. Cette simulation permet d'obtenir des résultats électromagnétiques à la fois dans l'inducteur et dans la pièce. Ces résultats sont ensuite exploités dans le modèle 3D mécanique. Dans ce modèle, seule la pièce est prise en compte, ce qui permet de réduire le nombre de degrés de liberté dans le modèle et, par conséquent, de réduire les coûts. Les résultats électromagnétiques obtenus à partir de la simulation 2D axisymétrique sont exploités dans le modèle 3D mécanique pour déterminer la force de Laplace, qui est responsable des déformations plastiques ainsi que de l'introduction des contraintes résiduelles de compression dans les pièces mécaniques traitées.

1.2.1 Résultats électromagnétiques 2D axisymétrique exploités

À la suite des simulations 2D axisymétriques, les résultats électromagnétiques sont exploités pour les calculs mécaniques sur la pièce en 3D en vue de déterminer les déformations plastiques ainsi que les contraintes résiduelles dans la pièce.

À partir du potentiel magnétique vecteur A , il est possible de déterminer la densité du courant J dans la pièce et la densité du flux magnétique B , ce qui est nécessaire pour le calcul des forces de Laplace. Pour ce faire, le potentiel magnétique vecteur A a été choisi comme la quantité à transférer pour cette étape.

1.2.2 Calcul des forces de Laplace

Le calcul des forces de Laplace à l'intérieur de la pièce mécanique est effectué en utilisant le potentiel magnétique vecteur et sa dérivée par rapport au temps. Étant donné l'hypothèse d'axi-symétrie, le potentiel magnétique vecteur et sa dérivée ont été reconstruits en 3D. En ayant connaissance de la conductivité électrique de la pièce, la densité de la force de Laplace est calculée à l'aide de l'équation (3.1).

$$\mathbf{F} = \int_{3D\text{Element}} \mathbf{J} \times \mathbf{B} dv \quad (3.1)$$

avec :

$$\mathbf{J} = -\sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \quad (3.2)$$

et

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (3.3)$$

En résumé, l'approche présentée comporte trois étapes principales :

- La première étape consiste en une simulation électromagnétique 2D axisymétrique, qui permet de déterminer l'évolution du potentiel magnétique vecteur en fonction du temps.
- Après cette étape, le potentiel magnétique vecteur et sa dérivée par rapport au temps sont calculés pour chaque nœud du maillage 3D.
- Enfin, dans la dernière étape, la densité des forces électromagnétiques est déterminée en utilisant l'équation (3.1). Cette force ainsi calculée sert de chargement mécanique dans le modèle 3D mécanique en vue de déterminer les déformations et les contraintes résiduelles dans la pièce.

1.2.3 Modèle 3D mécanique

Les forces de Laplace résultant des calculs précédents sont appliquées comme chargement mécanique dans le calcul de la mécanique des structures. Le modèle mécanique en 3D est basé sur la méthode des éléments finis, et cette méthode a été mise en place à l'aide de SYSWELDTM, un logiciel utilisé pour les simulations 2D présentées dans le chapitre 2.

Pour les simulations, le matériau de la pièce traitée est un alliage d'aluminium 6061 dans son état T0. À l'état T0, cet alliage présente une limite élastique relativement basse de 70 MPa. L'idée derrière le choix de cet alliage d'aluminium 6061 dans cette configuration est de permettre des expérimentations rapides avec le prototype du procédé EMP en cours de développement, sans nécessiter des charges électriques très élevées. La loi de comportement élastoplastique de cet alliage, illustrée dans la Figure (2.7), est modélisée avec un écrouissage isotrope.

2 Simulation d'une impulsion de courant

Pour valider la méthode présentée, une étude comparative entre les résultats obtenus en 2D et en 3D a été réalisée. Une simulation électromagnétique-mécanique en 2D axisymétrique a été menée dans le but, d'une part, de déterminer les résultats électromagnétiques nécessaires à la simulation mécanique en 3D et, d'autre part, d'obtenir des résultats mécaniques en 2D pour servir de base de comparaison. Ces simulations ont été effectuées sur une pièce en alliage d'aluminium dans son état T0, où sa limite élastique est la plus basse. Un courant d'intensité maximale de 100 kA a été utilisé. Deux tailles de maillage différentes, soit une taille de maillage de 2 mm et une de 1 mm, ont été utili-

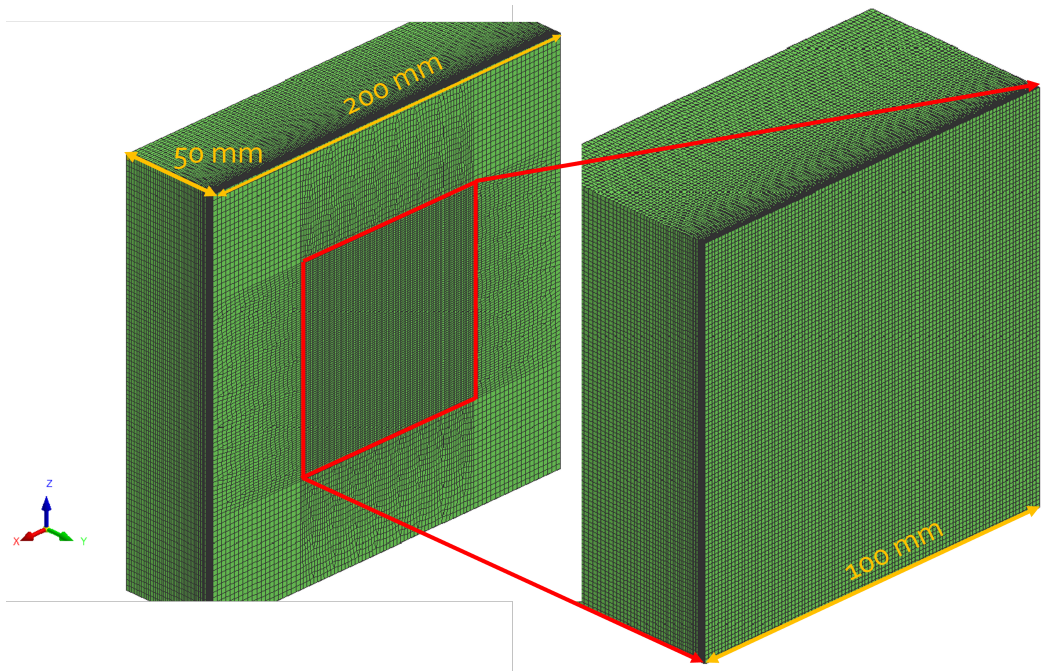


FIGURE 3.1 – Maillage de la pièce 3D montrant la zone d'intérêt.

sées afin d'étudier l'influence de la taille du maillage sur les résultats. Avant de présenter les résultats, une première sous-section exposera la pièce maillée ainsi que la manière dont la taille du maillage a été définie. Ensuite, les résultats en 2D, servant de base de comparaison, seront présentés avant de passer aux résultats en 3D sur la pièce.

2.1 Maillage de la pièce

La figure (3.1) illustre le maillage de la pièce. Dans un souci d'étudier l'influence de la taille de maillage sur les résultats, la taille des éléments a été maintenue identique en profondeur de la pièce pour l'ensemble des simulations. Cependant, les dimensions des éléments varient sur le plan de la surface de la pièce d'une simulation à l'autre, ce qui permet d'examiner l'effet de la taille de maillage. Ainsi, dans la suite, le terme "taille de maillage" fera référence à la dimension des éléments dans le plan de la surface de la pièce.

2.2 Résultats de Simulation 2D axisymétrique

Afin d'établir une base de comparaison, étant donné le manque de littérature concernant la simulation 3D des procédés impliquant un couplage électromagnétique-mécanique, et étant donné qu'il n'était pas possible de mener une étude expérimentale en parallèle de cette étude numérique à l'époque de la recherche, il a été décidé de comparer les résultats en 3D aux résultats des calculs mécaniques 2D du modèle présenté

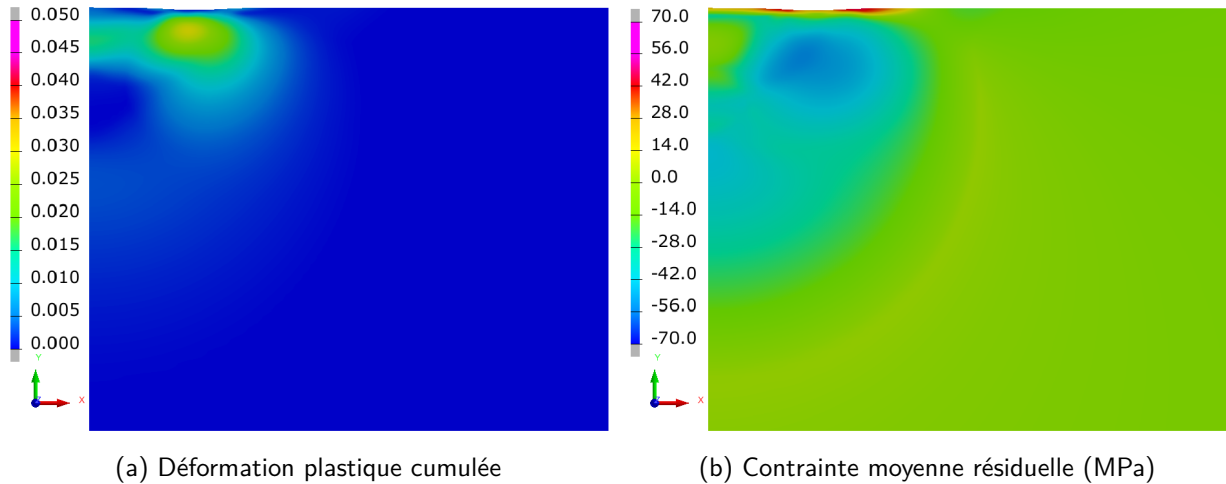


FIGURE 3.2 – Distribution (3.2a) de déformation plastique cumulée et (3.2b) de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce de l’alliage d’aluminium 6061 dans son état T0 pour un courant maximal de 100 kA.

dans le chapitre 2 du document, afin de valider initialement l’approche présentée dans ce chapitre pour la modélisation mécanique 3D du procédé EMP.

Comme mentionné précédemment, une simulation 2D axisymétrique a donc été réalisée. Les figures (3.2a) et (3.2b) présentent les résultats mécaniques en termes de déformation plastique et de contrainte moyenne résiduelle dans la pièce. Comme détaillé dans le chapitre 2, on observe la zone déformée plastiquement, qui se situe sous l’inducteur et en profondeur de la pièce soumise à la compression. Toutefois, il est important de noter la présence d’une zone en traction dans les couches superficielles, comme le montre la figure (3.2b).

2.3 Résultats de Simulation 3D Mécanique

Les simulations en 3D ont été réalisées en faisant varier la taille du maillage afin de déterminer la taille qui permet d’obtenir des résultats assez proches des résultats en 2D présentés dans la section (2.2). Les résultats pour deux tailles de maillage, 1 mm et 2 mm, seront présentés ci-dessous, et ces deux tailles de maillage mettent clairement en évidence l’impact de la taille du maillage sur les résultats.

La distribution de la déformation plastique cumulée ainsi que de la contrainte moyenne résiduelle sera présentée en profondeur et en surface de la pièce. Les figures (3.3) et (3.4) montrent les résultats pour une taille de maillage de 2 mm, tandis que les figures (3.5) et (3.6) montrent les résultats pour une taille de maillage de 1 mm.

Sur l’ensemble de ces figures, on observe la symétrie des résultats, ce qui correspond

à l'hypothèse initiale selon laquelle le calcul 2D est axisymétrique. De plus, les distributions en profondeur de la pièce concordent bien avec les résultats en 2D.

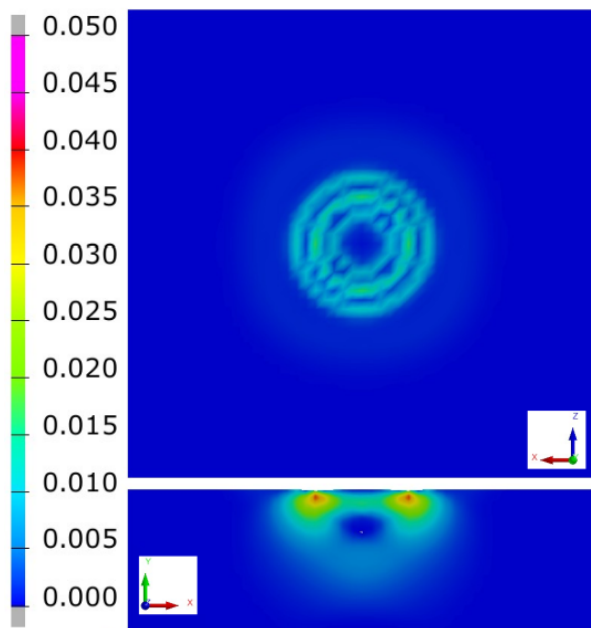


FIGURE 3.3 – Distribution de la déformation plastique en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 2 mm

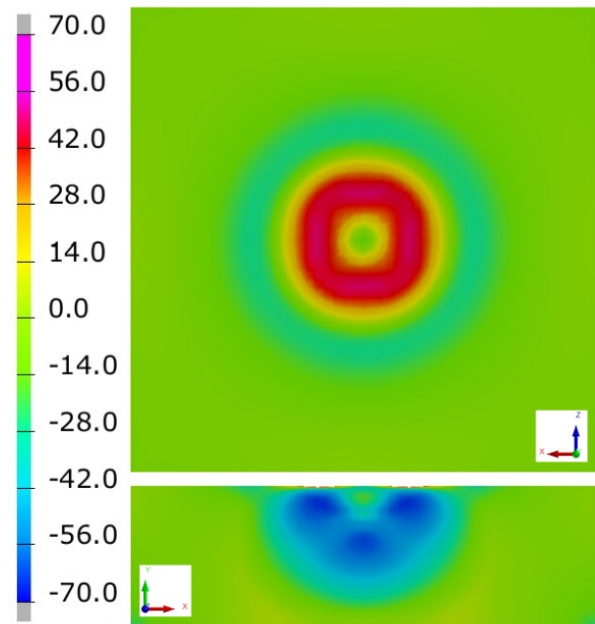


FIGURE 3.4 – Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (MPa) en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 2 mm

Cependant, en examinant les résultats de la figure (3.3) par rapport à ceux de la figure (3.5), on remarque une différence à la surface de la pièce. La figure (3.5) montre une continuité de la déformation à la surface de la pièce, correspondant à l'anneau des spires dans l'hypothèse d'axisymétrie, ce qui n'est pas le cas sur la figure (3.3). La seule explication à ce phénomène est la taille du maillage. Pour obtenir des résultats satisfaisants, il est nécessaire d'utiliser une taille de maillage relativement faible. Dans les résultats présentés, une taille de maillage inférieure ou égale à 1 mm permet d'obtenir des résultats relativement corrects.

Les figures (3.4) et (3.6) présentent la distribution de la contrainte moyenne résiduelle dans la pièce. Comme en 2D, on observe la présence de contraintes résiduelles de compression sur une grande profondeur, avec une zone en traction à la surface de quelques micromètres.

Ces simulations ont validé la méthode présentée dans ce chapitre pour simuler le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques en 3D. L'intérêt de la simulation en 3D réside dans la possibilité de réaliser des simulations de multiples impacts (multiples impulsions) sur une pièce afin d'étudier le recouvrement des contraintes sous le procédé. Dans la suite du document, l'approche présentée ci-dessus sera utilisée

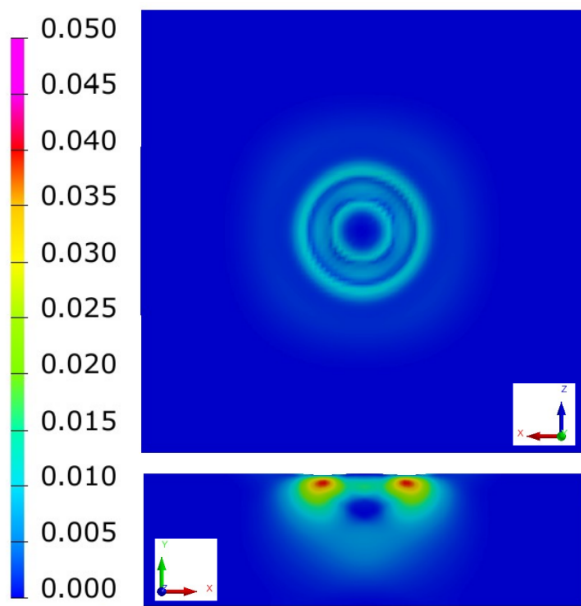


FIGURE 3.5 – Distribution de la déformation plastique en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 1 mm

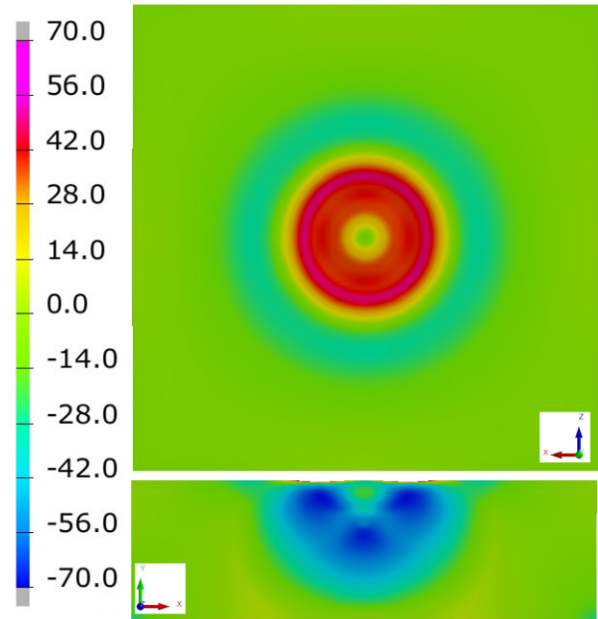


FIGURE 3.6 – Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (MPa) en surface et en profondeur de la pièce pour une taille de maille de 1 mm

pour effectuer une simulation de plusieurs impacts sur l'alliage d'aluminium 6061 dans son état T0.

3 Simulation de plusieurs impulsions de courant (multi-impacts)

Afin d'approfondir l'étude du procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques, il a été nécessaire de réaliser une modélisation tridimensionnelle du procédé. Les résultats des simulations effectuées grâce au modèle mécanique en 3D ont été présentés dans la partie précédente. Basée sur cette modélisation et les simulations en 3D, cette section présentera une étude de plusieurs impacts ou impulsions successives dans le but d'examiner les phénomènes de recouvrement en vue d'homogénéiser les contraintes dans la pièce. Comme l'effet de la taille de maillage a été étudié précédemment, une taille de maillage de 1 mm a été choisie pour les simulations dans cette section.

3.1 Plan de simulation multi-impacts

L'objectif de cette section est de proposer une technique permettant d'homogénéiser les contraintes en sous-couche. Pour ce faire, une première série de simulations a été

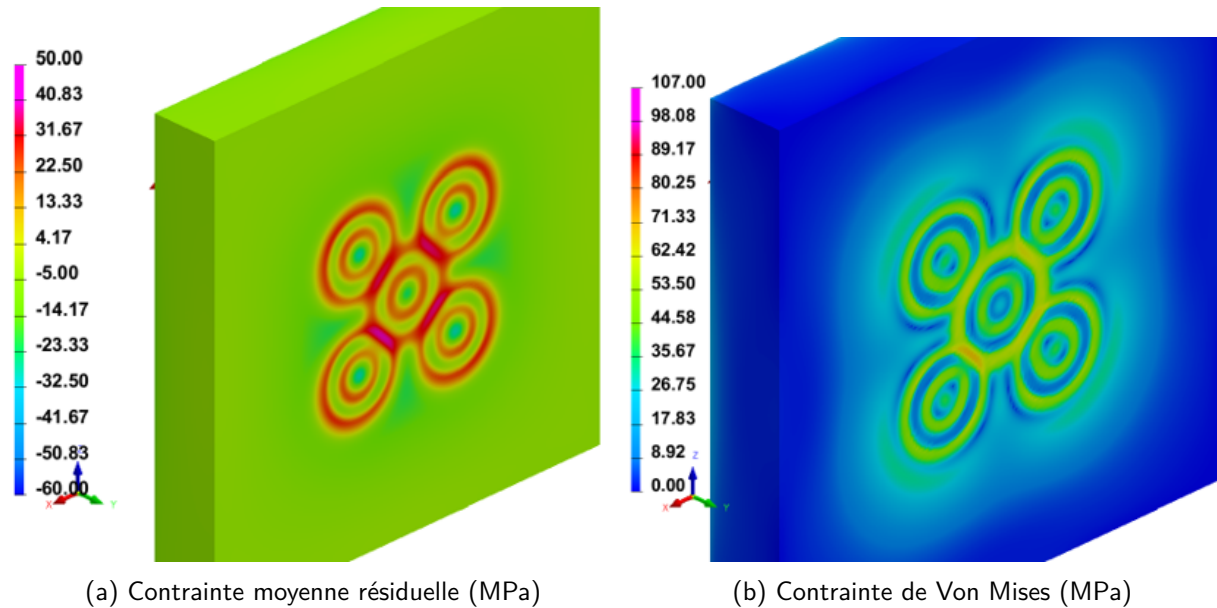


FIGURE 3.7 – Contrainte moyenne (3.7a) et de (3.7b) Von Mises résiduelle à la surface de la pièce

réalisée pour observer la répartition des contraintes pour 5 impulsions, comme présenté dans les figures (3.7) et (3.8).

Les figures (3.7a) et (3.7b) présentent la distribution des contraintes résiduelles de von Mises et des contraintes moyennes résiduelles à la surface de la pièce. L'observation de ces figures met en évidence les difficultés d'homogénéisation des contraintes à la surface de la pièce et à l'intérieur de la pièce (voir Figure 3.8). Ces difficultés sont principalement liées à l'inducteur utilisé dans cette étude, qui est un inducteur à trois spires avec un rayon interne de 7,5 mm, expliquant ainsi la distribution des contraintes observées. À la lumière de cette observation, il est nécessaire de réfléchir à la conception de l'inducteur afin de faciliter l'homogénéisation des contraintes à l'intérieur de la pièce ou de trouver un pas de déplacement de l'inducteur qui pourrait favoriser l'homogénéisation des contraintes en sous-couches.

Pour garantir la performance de la pièce en service après la mise en compression, il est impératif d'assurer une homogénéisation des contraintes dans les sous-couches superficielles de la pièce. L'utilisation d'une impulsion de courant générée par un inducteur à trois spires, malgré la présence de contraintes de traction sur quelques micromètres, induit une compression significative sur une grande partie de la profondeur. Il est essentiel de prendre des mesures spécifiques pour gérer la zone en traction afin de minimiser son impact sur la zone en compression. L'ajustement des paramètres du procédé est nécessaire pour déterminer dans quelle mesure ces contraintes de traction à la surface de la pièce peuvent être évitées.

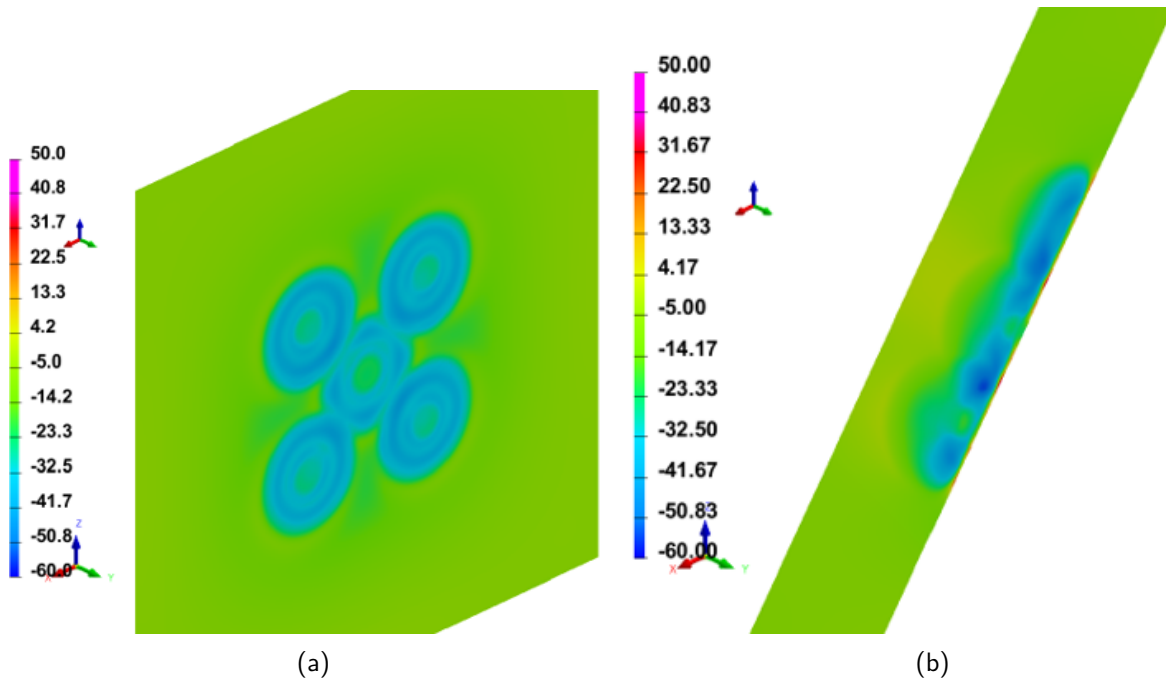


FIGURE 3.8 – Contrainte moyenne résiduelle (MPa) 3.8a) à 1 mm de la surface et 3.8b) en profondeur de la pièce

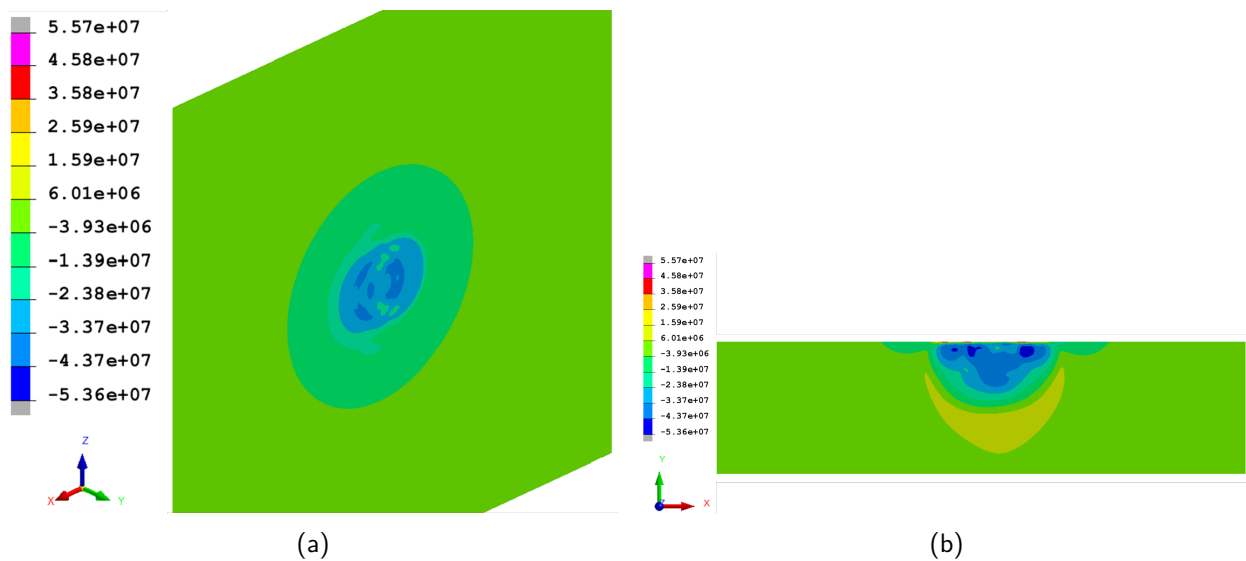


FIGURE 3.9 – Contrainte moyenne résiduelle (Pa) après deux impacts 3.9a) sous la couche en traction et 3.9b) en profondeur de la pièce

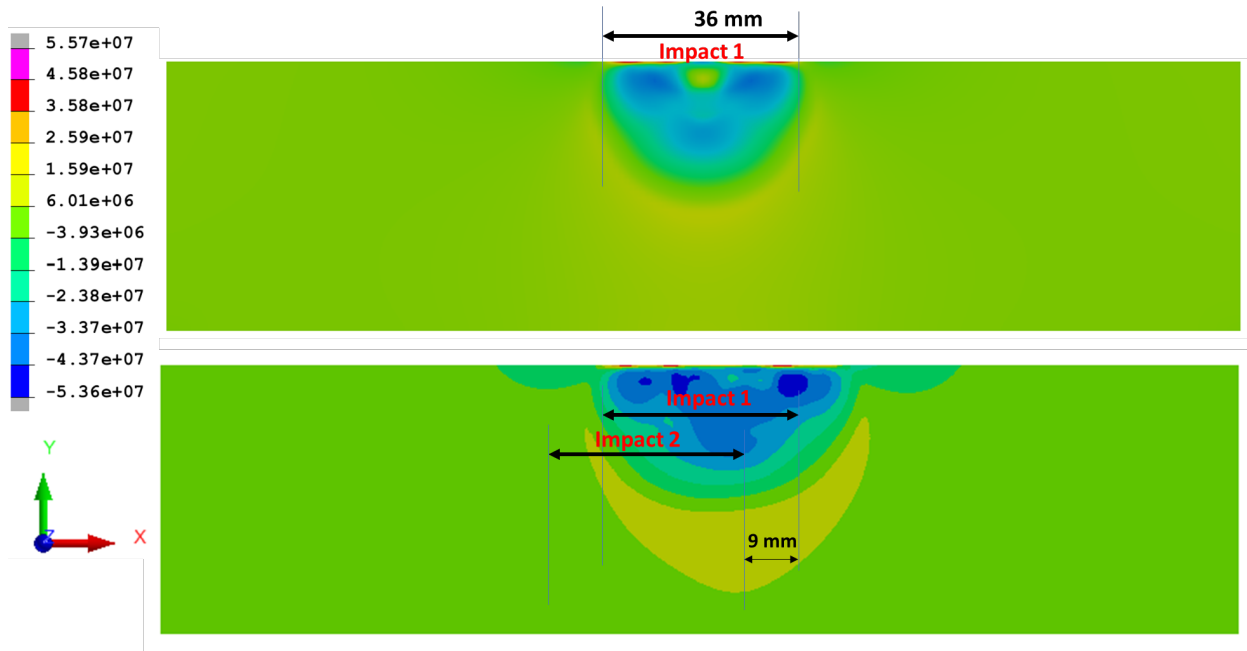


FIGURE 3.10 – Technique de déplacement de l'inducteur pour les deux impacts

Les figures (3.9a) et (3.9b) présentent la distribution des contraintes dans les couches superficielles et en profondeur après deux impulsions successives pour deux impacts espacés de 9 mm. La figure (3.10) illustre l'effet des deux impacts successifs. On peut constater qu'avec cette configuration, il est possible d'observer une distribution relativement homogène des contraintes, ce qui suggère la possibilité de trouver une configuration permettant l'homogénéisation des contraintes. Cependant, il est nécessaire d'appliquer plusieurs impulsions à la surface pour atteindre cet objectif.

3.2 Etude de recouvrement : simulation de 15 impulsions

Pour déterminer une configuration favorisant l'homogénéisation des contraintes à la surface et en sous-couches de la pièce, une simulation avec 15 impulsions a été réalisée selon le motif présenté dans la Figure (3.11). Le pas de déplacement de l'inducteur a été choisi par rapport au rayon interne de l'inducteur, utilisant des pas de 7.5 mm, 15 mm, 22.5 mm et 30 mm.

Les Figures (3.12) montrent la distribution des contraintes moyennes résiduelles sous la couche en traction pour les différents pas de déplacement de l'inducteur dans la zone d'intérêt illustrée dans la Figure (3.1). Les contraintes moyennes résiduelles de compression sont plus élevées sous les spires de l'inducteur, ce qui entraîne une zone de faible contrainte correspondant au diamètre interne de l'inducteur. Cette zone est clairement visible sur les Figures (3.12d) et (3.12c). La réduction du pas de déplacement permet

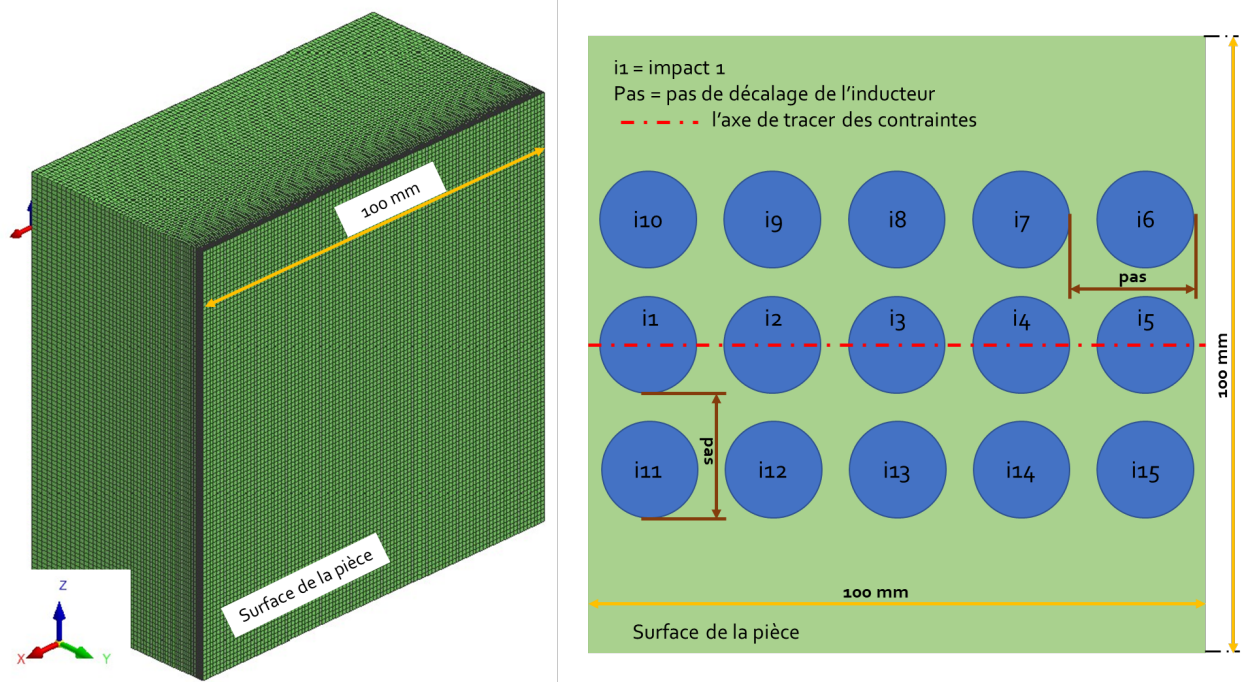


FIGURE 3.11 – Motif de la trajectoire des impacts pour 15 impulsions

d'augmenter les contraintes dans ces zones, comme le montrent les Figures (3.12b) et (3.12a).

Cette observation est plus évidente sur une coupe montrant la répartition des contraintes en profondeur le long de l'axe des impacts 1 à 5, comme illustré dans la Figure (3.13) pour les différents pas de déplacement de l'inducteur.

Les courbes de la figure (3.14) montrant l'évolution des contraintes moyennes résiduelles en fonction de la position sur la pièce confirment ces observations précédentes. Pour les pas de 22.5 mm et 30 mm, les pics de contraintes se situent entre -14 MPa et -55 MPa. Cette grande différence s'explique par les faibles contraintes dans la zone du diamètre interne de l'inducteur par rapport aux contraintes élevées sous les spires de l'inducteur. Pour les pas de 7.5 mm et 15 mm, les pics de contraintes se situent entre -32 MPa et -55 MPa, montrant l'augmentation des contraintes avec la diminution du pas. Avec la forme de l'inducteur utilisé et les oscillations de contraintes observées, il est possible de définir un intervalle de contraintes considéré comme homogène. Dans le cas de cette étude, on peut considérer que les pas de 7 mm et 15 mm donnent un intervalle correspondant à 45% et 78% de la limite élastique de la pièce, ce qui permet d'obtenir des contraintes homogènes en sous-couches.

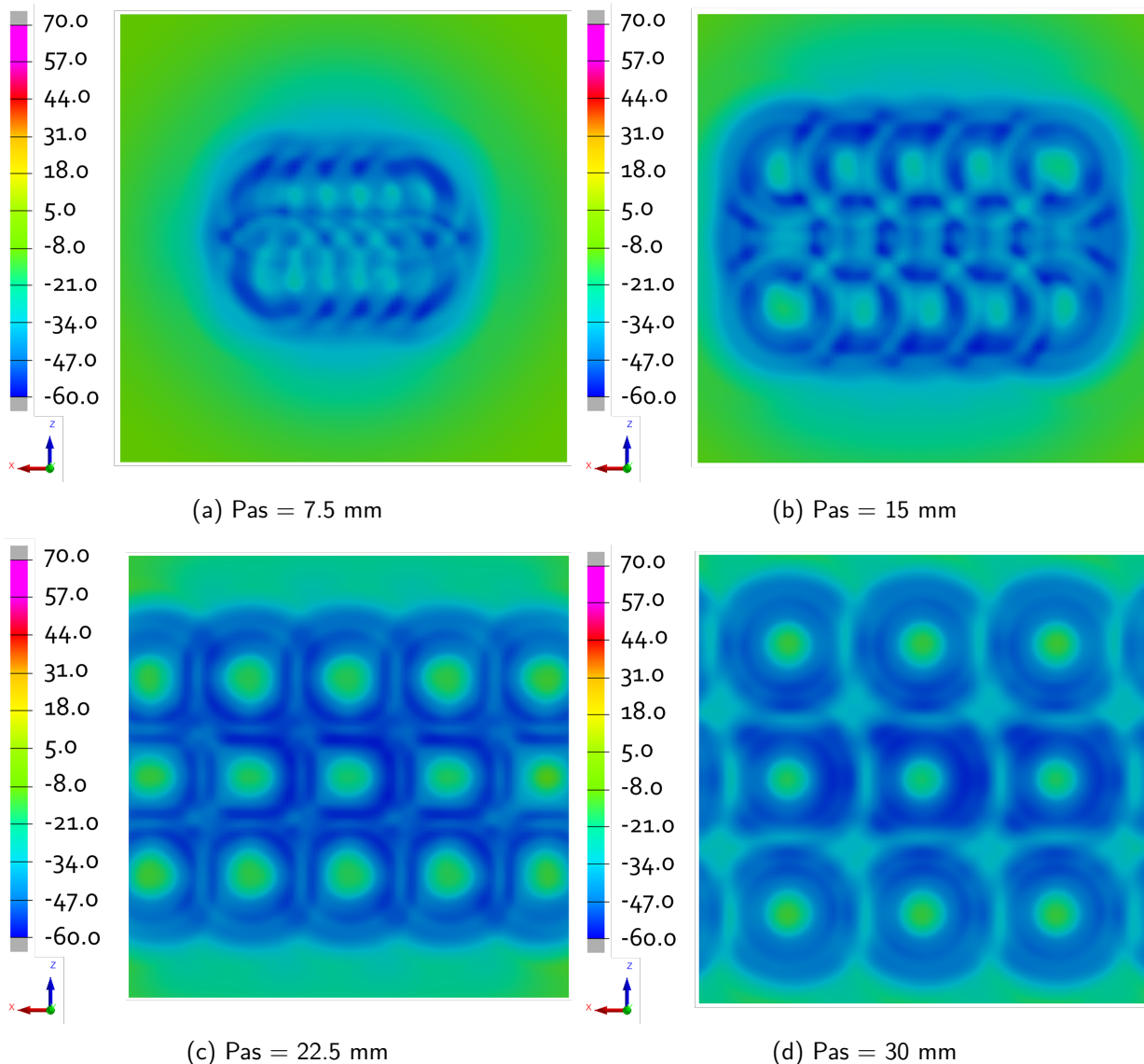


FIGURE 3.12 – Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (MPa) en fonction du pas de déplacement de l'inducteur en sous couche à 1.8 mm de la surface de la pièce.

Conclusion

Le chapitre présentait l'approche de modélisation et de simulation mécanique 3D de la pièce sous le procédé EMP. La première partie couvrait les démarches et les différentes étapes de cette approche. Une fois cette base établie, les résultats de simulation obtenus grâce à cette approche ont été présentés et comparés aux résultats mécaniques en 2D pour validation. Après validation, cette approche a été employée pour réaliser une étude multi-impacts du procédé, permettant d'analyser les phénomènes de recouvrement dans le cadre des simulations présentées. De plus, une technique de recouvrement visant à homogénéiser les contraintes dans la pièce a été exposée. En modifiant les pas de déplacement de l'inducteur, une configuration permettant l'homogénéisation des contraintes

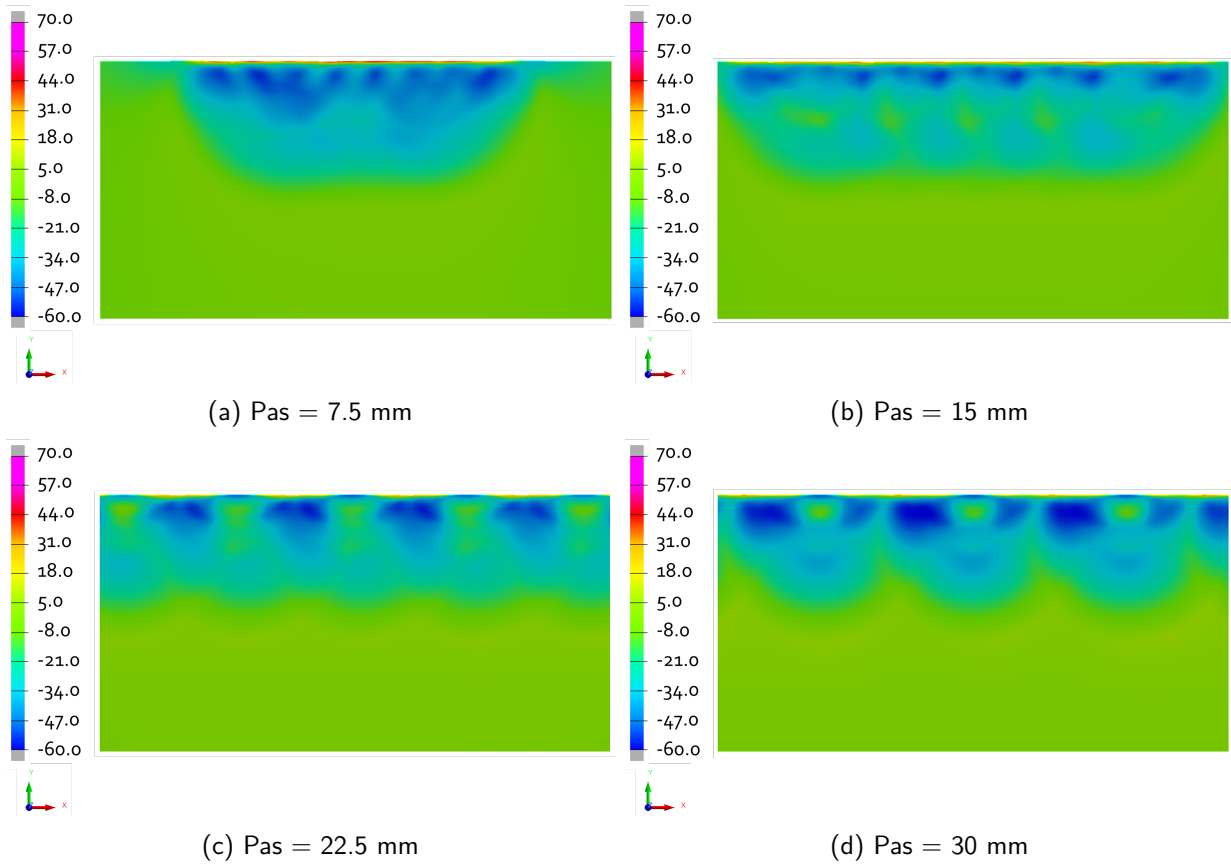


FIGURE 3.13 – Distribution de la contrainte moyenne résiduelle (MPa) en fonction du pas de déplacement de l'inducteur en profondeur de la pièce (coupe réalisée suivant l'axe de tracer des contraintes Figure 3.11).

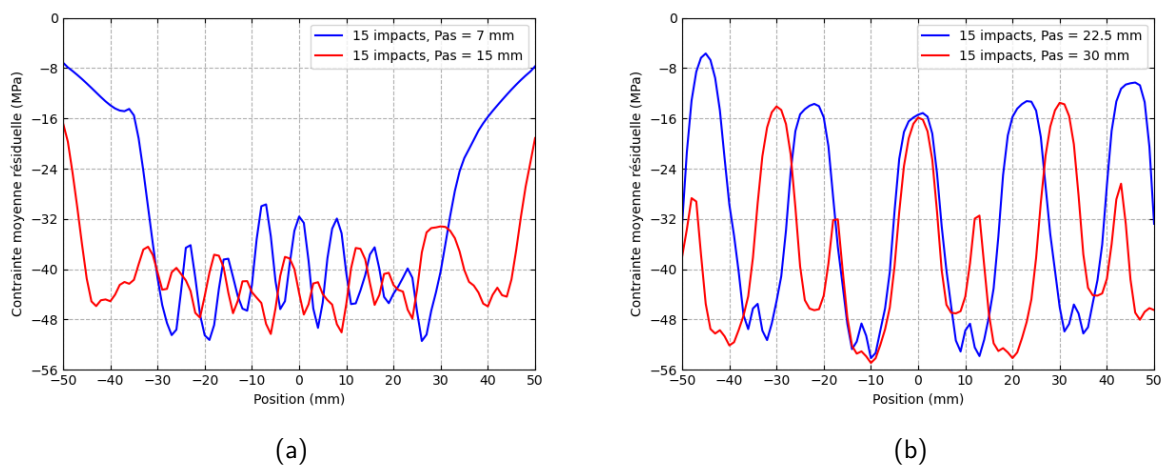


FIGURE 3.14 – Evolution de la contrainte moyenne résiduelle suivant l'axe de tracer (Figure 3.11) à 1.8 mm sous la surface de la pièce pour les pas de décalage 3.14a) de 7.5 et 15 mm et 3.14b) de 22.5 mm et 30 mm.

en surface et en sous-couches de la pièce a été identifiée.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

L'introduction de contraintes résiduelles de compression dans des pièces mécaniques contribue à prolonger leur durée de vie en fatigue, ce qui revêt une importance significative dans divers secteurs industriels. Plusieurs procédés de mise en compression ont été développés pour répondre à cette nécessité, et ils trouvent leur application dans des domaines où la durée de vie des composants mécaniques est critique. Parmi les procédés les plus connus, on compte le grenailage de précontrainte, la mise en compression par choc laser et le traitement de surface par jet d'eau. Malgré leurs avantages, ces procédés présentent également des limitations et des inconvénients, incitant les chercheurs à explorer des alternatives pour obtenir de meilleurs résultats. Le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques (EMP), présenté dans ce document, est l'une de ces innovations qui peut potentiellement résoudre ces problèmes. Bien que le procédé EMP ait fait l'objet de peu d'études, à l'exception d'un brevet énonçant ses principes et de deux thèses au sein du LaMCoS, ce document se consacre à sa modélisation et à sa simulation, comme détaillé dans les différentes parties du document.

Tout d'abord, une revue de l'état de l'art des procédés de mise en compression les plus reconnus et étudiés dans l'industrie a été présentée. Cette revue vise à positionner le procédé EMP par rapport à ces méthodes établies. Comme le procédé EMP fait intervenir plusieurs aspects de la physique, ces phénomènes ont été expliqués, tout comme les approches de modélisation pour coupler ces phénomènes physiques.

Ensuite, une méthodologie de modélisation 2D axi-symétrique a été introduite et utilisée pour simuler le procédé EMP sur des pièces en alliage d'aluminium 6061, dans leurs configurations T6 et T0. Ce modèle a permis de démontrer l'intérêt du procédé EMP par rapport aux méthodes classiques de mise en compression. Une caractéristique distinctive du procédé EMP est la capacité à introduire des contraintes résiduelles de compression

sur plusieurs millimètres de profondeur dans la pièce. Les simulations ont été réalisées d'abord sur des pièces massives, où divers facteurs tels que l'intensité du courant, la conductivité de la pièce et sa limite élastique ont été étudiés. Ensuite, des pièces cylindriques ont été simulées, permettant une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux, qui ont montré une bonne concordance.

Dans le dernier chapitre du document, une approche de simulation 3D du procédé a été introduite, combinant des calculs électromagnétiques en 2D et des calculs mécaniques en 3D pour simuler les contraintes résiduelles dans une pièce en 3D. Les résultats obtenus en 2D ont été comparés aux résultats 3D, montrant une bonne concordance. Après validation, cette approche a été employée pour réaliser une étude multi-impacts du procédé, permettant d'analyser les phénomènes de recouvrement dans le cadre des simulations présentées. De plus, une technique de recouvrement visant à homogénéiser les contraintes dans la pièce a été exposée. En modifiant les pas de déplacement de l'inducteur, une configuration permettant l'homogénéisation des contraintes en surface et en sous-couches de la pièce a été identifiée.

Perspectives

Les perspectives d'approfondissement et de développement identifiées dans le document ouvrent de nombreuses opportunités de recherche prometteuses dans le domaine de la mise en compression par impulsions électromagnétiques (EMP).

Tout d'abord, il serait intéressant de compléter les études numériques présentées par des expérimentations correspondantes. Cela permettrait de valider les résultats numériques et d'obtenir une compréhension plus complète du comportement réel du procédé.

En ce qui concerne l'inducteur, il s'agit d'un élément clé du procédé. La recherche de formes d'inducteurs alternatives représente une piste importante pour améliorer l'efficacité du procédé EMP. L'exploration de différentes géométries d'inducteurs pourrait conduire à des avancées significatives dans l'optimisation de cette technologie.

Enfin, l'optimisation des paramètres du procédé EMP est une perspective de recherche cruciale. L'analyse approfondie de facteurs tels que l'intensité du courant, la durée de l'impulsion, la géométrie de l'inducteur, ainsi que d'autres variables pertinentes, pourrait permettre d'obtenir des performances optimales et de mieux contrôler le procédé.

Ces pistes de recherche offrent un potentiel considérable pour perfectionner et étendre

l'application du procédé EMP.

Annexe A

Modélisation et résolution des problèmes électromagnétiques par éléments finis

Sommaire

1	Induction électromagnétique	119
2	Formulation du problème magnétodynamique	122
3	Couplage éléments finis et éléments de frontière	126

1 Induction électromagnétique

L'induction électromagnétique est un phénomène électromagnétique exploité dans plusieurs domaines en vue des objectifs divers et variés. On peut énumérer entre autres la mise en forme électromagnétique, le chauffage par induction, le soudage par impulsion magnétique et la mise en compression par impulsion électromagnétique pour ne citer que ceux-là. Le phénomène d'induction électromagnétique consiste à la création d'une différence de potentiel dans le cas d'un circuit électrique ou d'un courant si le circuit est fermé. Ce phénomène se produit lorsqu'un circuit est en mouvement dans un champ magnétique uniforme ou dans le cas d'un circuit fixe, l'intensité du champ magnétique varie avec le temps.

Dans la mise en compression électromagnétique, le passage du courant dans l'inducteur crée un champ magnétique variable. La pièce étant fixe, elle représente le circuit fixe qui est soumise au champ électromagnétique créé par l'inducteur. Le courant de Foucault encore appelé courant induit est produit dans la pièce par la variation du flux magnétique ϕ qui, en traversant un élément de surface dS est donné par la relation (A.1), B étant le vecteur induction magnétique. La variation du flux produit une force électromotrice dans le circuit suivant la loi d'induction électromagnétique (A.2).

$$d\phi = B \cdot dS \quad (\text{A.1})$$

$$e = -\frac{\partial\phi}{\partial t} \quad (\text{A.2})$$

La loi de l'induction électromagnétique indique que la force électromotrice est égale à la vitesse de variation du flux et son signe négative indique que le sens du courant induit est tel que le flux induit qu'il crée dans le circuit parcouru tend à s'opposer à la variation du flux qui lui a donné naissance : c'est la loi de Lenz.

L'effet recherché par l'induction électromagnétique varie en fonction de l'application et de l'objectif visé. Dans la mise en compression par impulsion électromagnétique, l'effet recherché est l'exploitation des forces de Laplace. En effet les particules chargées en mouvement dans un espace où circulent des courants électriques et où se propage un champ électromagnétique, sont soumises à des forces électromagnétiques encore appelées des forces de Lorentz. Cette force comprend une composante électrique (A.3) avec E le champ électrique et une composante magnétique (A.4) avec q la charge électrique et v la vitesse de la particule chargée.

$$F_e = qE \quad (\text{A.3})$$

$$F_m = qv \wedge B \quad (\text{A.4})$$

À l'échelle microscopique, le travail de la force magnétique est nul puisqu'elle est perpendiculaire au déplacement de la particule chargée. À contrario, à l'échelle du conducteur fermé parcouru par un courant électrique, la résultante des forces magnétiques appelée force de Laplace vaut sur un élément dl du conducteur (A.5) avec I le courant qui le traverse. Cette force peut entraîner la déformation du conducteur qui est l'effet rechercher dans la mise en compression par impulsion électromagnétique.

$$dF = Idl \wedge B \quad (\text{A.5})$$

Les phénomènes électromagnétiques sont régis par quatre équations appelées les équations de Maxwell énumérées comme suit :

— Équation de Maxwell-Ampère

$$\text{rot}H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \quad (\text{A.6})$$

— Équation de Maxwell-Faraday

$$\text{rot}E = -\frac{\partial B}{\partial t} \quad (\text{A.7})$$

— La conservation du flux magnétique ou loi de Biot et Savart

$$\text{div}B = 0 \quad (\text{A.8})$$

— Équation de Maxwell-Gauss

$$\text{div}D = \rho \quad (\text{A.9})$$

Dans les équations (A.6), (A.7), (A.8) et (A.9), H représente le champ magnétique, J la densité du courant, D l'induction électrique, E le champ électrique, B l'induction magnétique et ρ la densité de charge électrique.

À ces équations s'ajoute les lois constitutives des matériaux suivantes :

— La loi d'**ohm** reliant la densité de courant électrique au champ électrique par la conductivité électrique du matériau. Cette conductivité dépend des milieux. Dans

un milieu anisotropes, elle peut être un tenseur et peut être également dépendant de la température θ et du module du champ électrique.

$$J = \sigma(\|\mathbf{E}\|, \theta)E \quad (\text{A.10})$$

- La loi d'**aimantation** reliant le champ magnétique H et l'induction magnétique B (A.11) par $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{H/m}$ la perméabilité magnétique du vide et M le vecteur aimantation.

$$B = \mu_0 H + M \quad (\text{A.11})$$

Le vecteur aimantation M est nul pour les matériaux non-ferromagnétique, dans ce cas, la loi d'aimantation est une loi linéaire. Dans le cas des matériaux ferromagnétique comme l'acier, le vecteur aimantation n'est pas nul. Elle est proportionnel au champ comme indiqué par l'équation (A.12) et dépendant de la température θ . Cette propriété reste valable pour des températures en dessous du point de Curie. Une fois le point de Curie dépassé, le matériau devient non-ferromagnétique.

$$B = \mu_0 H + M = \mu(\|\mathbf{H}\|, \theta)H \quad (\text{A.12})$$

- La loi de **polarisation** met en relation l'induction électrique D et le champ électrique E par la relation (A.13). Le lien entre D et E dépend du vecteur polarisation diélectrique P et de la permittivité diélectrique du vide $\epsilon_0 = \frac{1}{36\pi} \cdot 10^{-9} \text{F/m}$.

$$D = \epsilon_0 E + P = \epsilon(\|\mathbf{E}\|, \theta)E \quad (\text{A.13})$$

La permittivité diélectrique peut être un tenseur dans le cas où le milieu reliant l'induction électrique et le champ électrique est anisotrope. Elle peut être également dépendant de la température et du module du champ électrique.

Les différentes équations du problème électromagnétique présentées ci-dessus sont résolues par la méthode des éléments finis. V. Robin a présenté cette méthode dans sa thèse [55].

2 Formulation du problème magnétodynamique

La formulation en potentiel magnétique vecteur et potentiel électrique scalaire est présentée dans cette section. Pour la résolution des équations de Maxwell présentées dans la section précédente, il est indispensable d'introduire le potentiel vecteur magnétique A qui est relié à l'induction magnétique par la relation (A.14).

$$B = \text{rot}A \quad (\text{A.14})$$

Par l'équation (A.14), le potentiel vecteur magnétique A est défini au gradient d'une fonction scalaire près. Pour assurer son unicité, il est nécessaire d'introduire l'équation (A.15) sur la divergence du potentiel magnétique vecteur. Cette équation est appelée le jauge de Coulomb.

$$\text{div}A = 0 \quad (\text{A.15})$$

À partir de l'équation (A.14), l'équation de Maxwell-Faraday (A.7) devient :

$$E = -\frac{\partial A}{\partial t} - \text{grad}V \quad (\text{A.16})$$

D'après cette équation (A.16), le champ électrique est défini au gradient d'une fonction scalaire près et donc le potentiel électrique scalaire est défini à une fonction scalaire près. L'unicité de E et de V , est assurée par l'équation (A.17), équation portant sur la conservation de la densité de courant qui se déduit de (A.6).

$$\text{div}J = 0 \quad (\text{A.17})$$

En effet, la pseudo-fréquence des courants dans les procédés classiques utilisant le phénomène d'induction électromagnétique étant généralement inférieure à $10^{12}Hz$, le terme des courant de déplacement, correspondant à la propagation des ondes électromagnétiques, est négligé par rapport au terme des courants de conduction dans l'équation (A.6). Cette approximation peut être également vérifiée dans le cas où les dimensions du système sont très inférieures devant la longueur d'onde.

Pour la formulation en potentiel magnétique vecteur et potentiel électrique scalaire, l'équilibre électromagnétique est gouverné par les équations aux dérivées partielles suivantes :

$$\sigma \cdot \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \text{grad}V \right) + \text{rot}(\nu \cdot \text{rot}A) = 0 \quad (\text{A.18})$$

$$\text{div} \left(\sigma \cdot \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \text{grad}V \right) \right) = 0 \quad (\text{A.19})$$

$$\text{div}A = 0 \quad (\text{A.20})$$

avec ν la réluctivité magnétique telle que $H = \nu(\|B\|, \theta)B$ et possédant les même propriété que la perméabilité magnétique.

Les différentes conditions aux limites possible pour le domaine d'étude Ω de frontière $\partial\Omega = \partial\Omega_A \cup \partial\Omega_H = \partial\Omega_V \cup \partial\Omega_j$ sont :

— le potentiel magnétique vecteur qui peut être fonction du temps

$$A = A^d \text{ sur } \partial\Omega_A \quad (\text{A.21})$$

— le potentiel électrique imposé

$$V(t) = V^d(t) \text{ sur } \partial\Omega_V \quad (\text{A.22})$$

— le champ magnétique tangentiel imposé (avec n la normale extérieure unitaire à la surface)

$$H(t) \cdot n = H^d(t) \text{ sur } \partial\Omega_H \quad (\text{A.23})$$

— la densité de courant surfacique imposée

$$-J \cdot n = \sigma \cdot \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \text{grad}V \right) \cdot n = j^d \text{ sur } \partial\Omega_j \quad (\text{A.24})$$

Dans l'air ainsi que dans les différents conducteurs du procédé étudié (pièce et inducteur), la résolution du problème électromagnétique par la méthode des éléments finis est basé sur la formulation variationnelle faible qui gouverne A et V , obtenue par des équations (A.18) à (A.24). Résoudre le problème variationnel consiste à déterminer A vérifiant (A.21) et V vérifiant (A.22) tel que $\forall A^*, A^* = 0$ sur $\partial\Omega_A$ et $\forall V^*, V^* = 0$ sur $\partial\Omega_V$:

$$\int_{\Omega} A^* \cdot \sigma \cdot \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \text{grad}V \right) dv + \int_{\Omega} \text{rot}A^* \cdot \nu \cdot \text{rot}Adv + \alpha \int_{\Omega} \text{div}A^* \cdot \text{div}Adv - \int_{\partial\Omega_H} A^* \cdot H^d ds = 0 \quad (\text{A.25})$$

Daprès la relation $\text{div}(sW) = \text{grad}s \cdot W + s \cdot \text{div}W$ où s est un scalaire et W un vecteur et en utilisant le théorème de la divergence :

$$\int_{\Omega} \text{grad}V^* \cdot \sigma \cdot \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \text{grad}V \right) dv - \int_{\partial\Omega_j} V^* \cdot j^d ds = 0 \quad (\text{A.26})$$

Il faut noter que la condition de jauge est intégrée au problème au travers du terme $\alpha \int_{\Omega} \text{div}A^* \cdot \text{div}Adv$ dans l'équation (A.25) avec α généralement considéré égal à $1/\mu_0$ correspondant au terme de pénalité sur cette condition.

La résolution du système différentiel du premier ordre en temps (A.27) permet la recherche d'une approximation par la méthode des éléments finis au problème variationnel (A.25) et (A.26)

$$\begin{Bmatrix} \Psi_A(A, V) \\ \Psi_V(A, V) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} R_A(A, V) \\ R_V(A, V) \end{Bmatrix} - \begin{bmatrix} C_{AA} & 0 \\ C_{VA} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \dot{A} \\ \dot{V} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (\text{A.27})$$

avec

$$\begin{aligned} \{R_A\} &= \underset{\text{elements}}{A} \{R_A^e\} & \{R_A\} &= \underset{\text{elements}}{A} \{R_A^e\} \\ [C_{AA}] &= \underset{\text{elements}}{A} [C_{AA}^e] & [C_{VA}] &= \underset{\text{elements}}{A} [C_{VA}^e] \end{aligned} \quad (\text{A.28})$$

$$\{R_A^e\} = \int_{\partial\Omega^e \cap \partial\Omega_H} [N^e]^T H^d ds - \int_{\partial\Omega^e} [\text{rot}N^e]^T \cdot \nu \cdot \text{rot}Adv - \alpha \int_{\partial\Omega^e} [\text{div}N^e]^T \cdot \text{div}Adv - \int_{\partial\Omega^e} [N^e]^T \cdot \sigma \cdot \text{grad}V dv$$

$$\{R_V^e\} = \int_{\partial\Omega^e \cap \partial\Omega_j} [N^e]^T j^d ds - \int_{\partial\Omega^e} [\text{grad}N^e]^T \cdot \sigma \cdot \text{grad}V dv$$

$$[C_{AA}^e] = \int_{\partial\Omega^e} [N^e]^T \cdot \sigma \cdot [N^e] dv \quad [C_{VA}^e] = \int_{\partial\Omega^e} [\text{grad}N^e]^T \cdot \sigma \cdot [N^e]$$

Dans les équations (A.27) et (A.28), $\begin{Bmatrix} A \\ V \end{Bmatrix}$ représente les 4 degrés de liberté du problème. Les inconnues du problème liées à chaque nœud du maillage sont (A_x, A_y, A_z, V) . $A_{elements}$ est l'opérateur d'assemblage sur les éléments, $[N^e]$ représente les fonctions de forme d'un élément, $[gradN^e]$ le gradient des fonctions de forme et $[rotN^e]$ leur rotationnel de sorte qu'à l'intérieur de chaque élément, $A = [N^e] \cdot \{A\}$, $V = [N^e] \cdot \{V\}$, $gradV = [gradN^e] \cdot \{V\}$ et $rotA = [rotN^e] \cdot \{A\}$.

Les équations (A.27) sont résolues pas de temps après pas de temps en se servant d'une intégration temporelle selon l'algorithme implicite d'Euler comme suit :

$$A_{t+\Delta t} = A_t + \Delta t \cdot \dot{A}_{t+\Delta t} \quad (\text{A.29})$$

Après chaque pas de temps, la solution du problème non-linéaire est obtenue par une résolution itérative de type Newton-Raphson. La matrice tangente associée au résidu $\begin{Bmatrix} R_A(A, V) \\ R_V(A, V) \end{Bmatrix}$ s'écrit :

$$[K_T^e] = - \begin{bmatrix} \frac{\partial R_A^e}{\partial A} & \frac{\partial R_A^e}{\partial V} \\ \frac{\partial R_V^e}{\partial A} & \frac{\partial R_V^e}{\partial V} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{AA}^e & K_{AV}^e \\ 0 & K_{VV}^e \end{bmatrix} \quad (\text{A.30})$$

avec

$$\{K_{AA}^e\} = \int_{\Omega^e} [rotN^e]^T \cdot [N] \cdot [rotN^e] dv + \alpha \int_{\Omega^e} [divN^e]^T \cdot [divN^e] dv$$

$$[K_{AV}^e] = \int_{\Omega^e} [N^e]^T \cdot \sigma \cdot [gradN^e] dv = [C_{VA}^e]^T \quad (\text{A.31})$$

$$[K_{VV}^e] = \int_{\Omega^e} [gradN^e]^T \cdot \sigma \cdot [gradN^e] dv$$

Dans les équations (A.31), $[N]$ est l'opérateur tangent ou la réductivité tangente, tiré de la loi d'aimantation (A.11) tel que $\{dH\} = [N]\{dB\}$.

Dans le contexte d'un comportement non linéaire, l'opérateur n'est plus diagonal mais symétrique contrairement aux matrices $[K_T^e]$ et $[C^e]$ qui sont non symétriques.

La méthode présentée ci-après permet l'analyse des phénomènes électromagnétique dans les conducteurs et dans l'air environnant. En effet l'air est un milieu électromagnétique qui doit être considéré dans la modélisation du problème électromagnétique. Dans certains cas d'étude, le remaillage de l'air est indispensable. Pour faciliter la mise en œuvre

dans ce cas de figure, la méthode des éléments de frontière à la méthode des éléments finis.

3 Couplage éléments finis et éléments de frontière

La méthode des éléments finis (finite element method en anglais ou FEM) est utilisée pour l'analyse dans les conducteurs et est couplée à la méthode des éléments de frontière (boundary element method en anglais ou BEM) utilisée pour l'air environnant. L'air étant un milieu non conducteur possédant un comportement magnétique linéaire, en considérant les équations (A.18) et (A.20), le problème magnétostatique à résoudre dans l'air (Ω_{BEM}) est décrit par les équations suivantes :

$$\Delta A = 0 \tag{A.32}$$

$$\operatorname{div} A = 0 \tag{A.33}$$

avec pour conditions aux limites :

- $A = 0$ à l'infini sur $\partial\Omega_\infty$.
- la continuité de A et de $\operatorname{div} A$ sur $\partial\Omega_{FEM \cap BEM}$ est naturellement satisfaite grâce aux maillages compatibles utilisés pour Ω_{FEM} et $\partial\Omega_{FEM \cap BEM}$.
- $h_{FEM} = H \cdot n_{FEM} = -h_{BEM} = H \cdot n_{BEM}$ sur $\partial\Omega_{FEM \cap BEM}$ où n_{FEM} et $n_{BEM} = -n_{FEM}$ sont les normales unitaires à $\partial\Omega_{FEM \cap BEM}$ sortant respectivement des surfaces Ω_{FEM} et Ω_{BEM} . La réécriture de l'équation (A.32) sous la forme d'une équation intégrale dont la solution est calculée sur les éléments de frontière et en le formulant de manière variationnelle, la méthode des éléments de frontière appliquée à l'air conduit à la résolution du système matriciel (A.34) avec $\{A_{BEM}\}$ un sous vecteur de $\{A\}$ limité aux nœuds appartenant à $\partial\Omega_{FEM \cap BEM}$ [72], [76] :

$$[H] \cdot \{A_{BEM}\} = [G] \cdot \{H_{BEM}\} \tag{A.34}$$

Le couplage de la méthode des éléments finis et de la méthode des éléments de frontière se fait par l'intermédiaire du premier terme du résidu éléments finis $\{R_A^e\}$ associé au potentiel magnétique vecteur défini dans les équations (A.28). Ce terme, relatif à la condition sur $\partial\Omega_{FEM}$ de type champ magnétique tangentiel imposé, s'écrit pour chaque élément fini situé sur la frontière $\partial\Omega_{FEM \cap BEM}$ comme :

$$\{F_e\} = \int_{\partial\Omega^e} [N^e]^T \cdot h_{FEM} ds \quad (\text{A.35})$$

En supposant que h_{FEM} est défini à partir des valeurs nodales H_{FEM} et des fonctions de forme des éléments, il vient :

$$\{F\} = \underset{\text{elements}\partial\Omega_{FEM\cap BEM}}{A} \{F^e\} = [T] \cdot H_{FEM} \quad (\text{A.36})$$

avec

$$[T] = \underset{\text{elements}\partial\Omega_{FEM\cap BEM}}{A} \int_{\partial\Omega^e} [N^e]^T \cdot [N^e] ds \quad (\text{A.37})$$

Par des mailles compatible entre les éléments finis et les éléments de frontière, on abouti à l'équation :

$$\{F\} = -[T] \cdot [G]^{-1} \cdot [H] \cdot \{A_{BEM}\} = [K_{BEM}] \cdot \{A_{BEM}\} \quad (\text{A.38})$$

Il apparaît donc que la matrice $[K_{BEM}]$ est la contribution de l'air au système d'équations non-linéaire (A.27). La matrice $[K_{BEM}]$ est pleine et non symétrique. Elle relie ensemble tous les nœuds de la frontière $\partial\Omega_{FEM\cap BEM}$ à assembler avec la matrice éléments finis conventionnelle pour résoudre le système d'équations (A.27).

L'intérêt du couplage des éléments finis et des éléments de frontière réside d'une part dans l'évitement du remaillage dans le cas de conducteurs mobile et d'autre part dans la réduction du nombre de degrés de liberté compte tenu de l'absence de maillage de l'air. Toutefois cette méthode présente un principal inconvénient dans la formation de matrices pleines liant les degrés de liberté des nœuds de la frontière du domaine éléments finis conduisant à des encombrements mémoire et des temps de résolution importants surtout dans le cas d'analyses tridimensionnelles. D'autres méthodes peuvent être utilisées pour surmonter ces limitations.

Bibliographie

- [1] S. MEGUID, G. SHAGAL et J. STRANART, « Finite element modelling of shot-peening residual stresses, » *Journal of Materials Processing Technology*, t. 92, p. 401-404, 1999.
- [2] T. CHAISE, J. LI, D. NÉLIAS et al., « Modelling of Multiple Impacts for the Prediction of Distortions and Residual Stresses Induced by Ultrasonic Shot Peening (USP), » t. 212, n° 10, p. 2080-2090, oct. 2012, ISSN : 09240136. DOI : [10.1016/j.jmatprotec.2012.05.005](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.05.005).
- [3] E. JULAN, « Simulation numérique du choc laser pour la mise en compression en présence de l'état initial dû au soudage, » Theses, Ecole Polytechnique Paris, oct. 2014. adresse : <https://pastel.hal.science/tel-01111205>.
- [4] Z. HAN, « Développement d'un modèle prédictif du procédé de mise en compression par jet d'eau cavitant (Water Cavitation Peening), » thèse de doctorat, Université de Lyon, 19 juill. 2022.
- [5] H. SOYAMA, J. D. PARK et M. SAKA, « Use of Cavitating Jet for Introducing Compressive Residual Stress, » t. 122, n° 1, p. 83-89, 1^{er} sept. 1999, ISSN : 1087-1357. DOI : [10.1115/1.538911](https://doi.org/10.1115/1.538911).
- [6] J. R. DYDO et S. P. YUSHANOV, « System and Method for Electromagnetic Pulse Surface Treatment, » brev., 27 mai 2008.
- [7] A. E. SONDE, « Etude et Modélisation de Procédés Innovants de Mise En Compression de Surfaces : Traitements de Surface Par Cavitation et Par Impulsions Électromagnétiques, » thèse de doctorat, Lyon, 26 fév. 2018.
- [8] A. CHAZOTTES-LECONTE, « Conception et Fabrication d'un Dispositif de Mise En Compression Par Impulsions Électro Magnétiques (EMP), » thèse de doctorat, Lyon, 19 juin 2019.
- [9] A. KAROLCZUK et T. PALIN-LUC, « Modelling of stress gradient effect on fatigue life using Weibull based distribution function, » *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, t. 51, n° 2, p. 297-311, 2013.
- [10] P. BALLARD, « Contraintes résiduelles induites par impact rapide. Application au choc-laser, » thèse de doctorat, Ecole Polytechnique X, 22 avr. 1991.
- [11] J. BARRALIS, L. CASTEX et G. MAEDER, « Précontraintes et traitements superficiels, » *Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques*, n° M1180, p. M1180-1, 1999.
- [12] C. PILÉ, « Le grenailage par ultrasons : caractérisation du procédé et influence sur la fatigue d'alliages TiAl, » thèse de doctorat, Troyes, 2005.

- [13] J. MARTEAU, M. BIGERELLE, P-E. MAZERAN et S. BOUVIER, « Relation between Roughness and Processing Conditions of AISI 316L Stainless Steel Treated by Ultrasonic Shot Peening, » t. 82, p. 319-329, fév. 2015, ISSN : 0301679X. DOI : [10.1016/j.triboint.2014.07.013](https://doi.org/10.1016/j.triboint.2014.07.013).
- [14] « Shot Peening for Metal Improvement - Empowering Technologies, » Empowering Technologies Inc. (), adresse : <https://empowering-technologies.com/metal-improvement/ultrasonic-shot-peening/process/>.
- [15] M. K. KULEKCI et U. ESME, « Critical Analysis of Processes and Apparatus for Industrial Surface Peening Technologies, » t. 74, n° 9, p. 1551-1565, 1^{er} oct. 2014, ISSN : 1433-3015. DOI : [10.1007/s00170-014-6088-9](https://doi.org/10.1007/s00170-014-6088-9).
- [16] A. WICK, H. HOLZAPFEL, V. SHULZE et O. VOHRINGER, « Effect of Shot Peening Parameters on the Surface Characteristics of Differently Heat Treated AISI 4140, » in *Proceedings of the 7th International Conference on Shot Peening, Warsaw, Poland, 1999*, p. 42-53.
- [17] I. CHAIEB, « Analyse et Simulation Des Contraintes Résiduelles Induites Par Des Traitements Mécaniques de Précontrainte En Grenailage et Choc Laser, » These de doctorat, Reims, 1^{er} jan. 2004.
- [18] G. S. WAS et R. M. PELLOUX, « The Effect of Shot Peening on the Fatigue Behavior of Alloy 7075-T6, » t. 10, n° 5, p. 656-658, mai 1979, ISSN : 0360-2133, 1543-1940. DOI : [10.1007/BF02658332](https://doi.org/10.1007/BF02658332).
- [19] R. M. WHITE, « Elastic Wave Generation by Electron Bombardment or Electromagnetic Wave Absorption, » t. 34, n° 7, p. 2123-2124, juill. 1963, ISSN : 0021-8979, 1089-7550. DOI : [10.1063/1.1729762](https://doi.org/10.1063/1.1729762).
- [20] N. C. ANDERHOLM, « LASER-GENERATED STRESS WAVES, » t. 16, n° 3, p. 113-115, fév. 1970, ISSN : 0003-6951, 1077-3118. DOI : [10.1063/1.1653116](https://doi.org/10.1063/1.1653116).
- [21] L. C. YANG, « Stress Waves Generated in Thin Metallic Films by a Q -switched Ruby Laser, » t. 45, n° 6, p. 2601-2608, 6 oct. 2003, ISSN : 0021-8979. DOI : [10.1063/1.1663636](https://doi.org/10.1063/1.1663636).
- [22] J. A. FOX, « Effect of Water and Paint Coatings on Laser-irradiated Targets, » t. 24, n° 10, p. 461-464, 9 oct. 2003, ISSN : 0003-6951. DOI : [10.1063/1.1655012](https://doi.org/10.1063/1.1655012).
- [23] C. DUBOUCHET, « Traitements thermomecaniques de surfaces metalliques a l'aide de lasers co# 2 continu et de laser impulsional, » thèse de doctorat, Paris 11, 1993.
- [24] L. BERTHE, R. FABBRO, P. PEYRE, L. TOLLIER et E. BARTNICKI, « Shock Waves from a Water-Confined Laser-Generated Plasma, » t. 82, n° 6, p. 2826-2832, 15 sept. 1997, ISSN : 0021-8979. DOI : [10.1063/1.366113](https://doi.org/10.1063/1.366113).
- [25] R. FABBRO, J. FOURNIER, P. BALLARD, D. DEVAUX et J. VIRMONT, « Physical Study of Laser-produced Plasma in Confined Geometry, » t. 68, n° 2, p. 775-784, 15 juill. 1990, ISSN : 0021-8979. DOI : [10.1063/1.346783](https://doi.org/10.1063/1.346783).
- [26] H. SONG, « Analyse expérimentale et numérique de la distribution des contraintes résiduelles induites par choc-laser dans les alliages d'aluminium., » thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech, 2010.

- [27] P. PEYRE, L. BERTHE et R. FABBRO, « Improving the Properties of Materials With Laser-Peening : An Overview on French Activities, » in *ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, t. 47586, 2006, p. 185-192.
- [28] J. FOURNIER, « Génération d'ondes de choc par laser pulsé de forte énergie : applications mécaniques et métallurgiques, » thèse de doctorat, Palaiseau, École polytechnique, 1989.
- [29] H. AMARCHINTA, « Uncertainty quantification of residual stresses induced by laser peening simulation, » 2010.
- [30] M. AZHARI et M. AZMIR, « Effects of Waterjet Treatment on Surface Integrity of Metals and Its Optimization, » Technische Universität Kaiserslautern, 2014, ISBN : 9783943995602.
- [31] R. M. BLOWERS, « On the Response of an Elastic Solid to Droplet Impact, » t. 5, n° 2, p. 167-193, 1^{er} juin 1969, ISSN : 0272-4960. DOI : [10.1093/imamat/5.2.167](https://doi.org/10.1093/imamat/5.2.167).
- [32] W. JOHNSON et G. W. VICKERS, « Transient Stress Distribution Caused by Water-Jet Impact, » t. 15, n° 4, p. 302-310, 1^{er} août 1973, ISSN : 0022-2542. DOI : [10.1243/JMES_JOUR_1973_015_052_02](https://doi.org/10.1243/JMES_JOUR_1973_015_052_02).
- [33] K. YANAIDA et A. OHASHI, « Studies on the Flow Characteristics of the High Speed Water Jets in Air : The Flow Characteristics of Continuous Water Jets (1st Report), » t. 93, n° 1072, p. 423-428, 1977, ISSN : 0369-4194, 2185-6729. DOI : [10.2473/shigentosozai1953.93.1072_423](https://doi.org/10.2473/shigentosozai1953.93.1072_423).
- [34] S. KUNAPORN, M. RAMULU et M. HASHISH, « Mathematical Modeling of Ultra-High-Pressure Waterjet Peening, » t. 127, n° 2, p. 186-191, 6 avr. 2005, ISSN : 0094-4289. DOI : [10.1115/1.1857934](https://doi.org/10.1115/1.1857934).
- [35] H. K. TÖNSHOFF, F. KROOS et C. MARZENELL, « High-Pressure Water Peening-a New Mechanical Surface-Strengthening Process, » t. 46, n° 1, p. 113-116, 1^{er} jan. 1997, ISSN : 0007-8506. DOI : [10.1016/S0007-8506\(07\)60787-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60787-2).
- [36] H. BLICKWEDEL, H. HAFERKAMP, H. LOUIS et P. T. TAI, « Modification of Material Structure by Cavitation and Liquid Impact and Their Influence on Mechanical Properties, » in *Erosion by Liquid and Solid Impact, Seventh International Conference*, 1987, p. 31.
- [37] C. MAUGER, « Cavitation Dans Un Micro-Canal Modèle d'injecteur Diesel : Méthodes de Visualisation et Influence de l'état de Surface, » thèse de doctorat, École Centrale de Lyon, 2012.
- [38] H. SOYAMA, « Improvement in Fatigue Strength of Silicon Manganese Steel SUP7 by Using a Cavitating Jet, » t. 43, n° 2, p. 173-178, 2000. DOI : [10.1299/jsmea.43.173](https://doi.org/10.1299/jsmea.43.173).
- [39] H. SOYAMA, T. KUSAKA et M. SAKA, « Peening by the Use of Cavitation Impacts for the Improvement of Fatigue Strength, » t. 20, n° 13, p. 1263-1265, 1^{er} juill. 2001, ISSN : 0261-8028. DOI : [10.1023/A:1010947528358](https://doi.org/10.1023/A:1010947528358).
- [40] H. SOYAMA, K. SAITO et M. SAKA, « Improvement of Fatigue Strength of Aluminum Alloy by Cavitation Shotless Peening, » t. 124, n° 2, p. 135-139, 26 mars 2002, ISSN : 0094-4289. DOI : [10.1115/1.1447926](https://doi.org/10.1115/1.1447926).

- [41] H. SOYAMA, D. O. MACODIYO et S. MALL, « Compressive Residual Stress into Titanium Alloy Using Cavitation Shotless Peening Method, » t. 17, n° 3, p. 501-504, 1^{er} oct. 2004, ISSN : 1573-2711. DOI : [10.1023/B:TRIL.0000044497.45014.f2](https://doi.org/10.1023/B:TRIL.0000044497.45014.f2).
- [42] H. SOYAMA, « Introduction of Compressive Residual Stress Using a Cavitating Jet in Air, » t. 126, n° 1, p. 123-128, 22 jan. 2004, ISSN : 0094-4289. DOI : [10.1115/1.1631434](https://doi.org/10.1115/1.1631434).
- [43] H. SOYAMA, « High-Speed Observation of a Cavitating Jet in Air, » t. 127, n° 6, p. 1095-1101, 14 juill. 2005, ISSN : 0098-2202. DOI : [10.1115/1.2060737](https://doi.org/10.1115/1.2060737).
- [44] A. LICHTAROWICZ, « Experiments with Cavitating Jets, » in *Proc. Second Int. Symp. on Jet Cutting Technology, BHRA Fluid Engineering, Cranfield, April, 1974*, p. 1-6.
- [45] A. YAMAGUCHI et S. SHIMIZU, « Erosion due to impingement of cavitating jet, » 1987.
- [46] D. ODHIAMBO et H. SOYAMA, « Cavitation Shotless Peening for Improvement of Fatigue Strength of Carbonized Steel, » t. 25, n° 9-11, p. 1217-1222, 2003.
- [47] H. SOYAMA, « Improvement of Fatigue Strength by Using Cavitating Jets in Air and Water, » t. 42, n° 16, p. 6638-6641, 1^{er} août 2007, ISSN : 1573-4803. DOI : [10.1007/s10853-007-1535-8](https://doi.org/10.1007/s10853-007-1535-8).
- [48] M. QIN, D. Y. JU et R. OBA, « Investigation of the Influence of Incidence Angle on the Process Capability of Water Cavitation Peening, » t. 201, n° 3-4, p. 1409-1413, 2006.
- [49] 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, » t. 328, p. 469-479, 2017.
- [50] 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, » t. 93, n° 8, p. 599-612, 2017.
- [51] M. A. SIDDIQUI, « Numerical Modelling and Simulation of Electromagnetic Forming Process, » thèse de doctorat, Strasbourg, 2009.
- [52] J. R. ALVES ZAPATA, « Modélisation Des Procédés de Formage Par Impulsion Magnétique, » These de doctorat, Paris Sciences et Lettres (ComUE), 11 avr. 2016.
- [53] F. BAY, V. LABBE, Y. FAVENNEC et J. L. CHENOT, « A Numerical Model for Induction Heating Processes Coupling Electromagnetism and Thermomechanics, » t. 58, n° 6, p. 839-867, 14 oct. 2003, ISSN : 0029-5981, 1097-0207. DOI : [10.1002/nme.796](https://doi.org/10.1002/nme.796).
- [54] D. CARDINAUX, F. BAY, Y. CHASTEL et J. FERAILLE, « Modélisation Multi-Physique Couplée d'un Procédé de Traitement Thermique, » in *8e Colloque National En Calcul Des Structures*, 2007.
- [55] V. ROBIN, « De La Modélisation Numérique Des Procédés et Du Soudage En Particulier Au Comportement Mécanique Des Assemblages, » thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2009.
- [56] V. PSYK, D. RISCH, B. KINSEY, A. TEKKAYA et M. KLEINER, « Electromagnetic forming_A Review, » t. 211, n° 5, p. 787-829, mai 2011, ISSN : 09240136. DOI : [10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012).

- [57] D. GAYAKWAD, M. K. DARGAR, P. K. SHARMA, R. RANA et al., « A review on electromagnetic forming process, » *Procedia materials science*, t. 6, p. 520-527, 2014.
- [58] E. SONDE, T. CHAISE, D. NELIAS et V. ROBIN, « Numerical Simulation of Electromagnetic Surface Treatment, » t. 123, n° 4, p. 045 901, 28 jan. 2018, ISSN : 0021-8979, 1089-7550. DOI : [10 . 1063 / 1 . 5007344](https://doi.org/10.1063/1.5007344).
- [59] V. ROBIN, É. FEULVARCH et J.-M. BERGHEAU, « Modélisation Tridimensionnelle Du Procédé de Mise En Forme Électromagnétique, » t. 9, n° 2, p. 133-138, 2008.
- [60] S. T. S. AL-HASSANI, « Magnetic Pressure Distributions in Sheet Metal Forming, » in *Paper from "Electrical Methods of Machin Ing, Forming and Coating", Inst. Electr. Eng. Conf. Publ.*, 1975.
- [61] J. M. IMBERT, S. L. WINKLER, M. J. WORSWICK, D. A. OLIVEIRA et S. GOLOVASHCHENKO, « The Effect of Tool-Sheet Interaction on Damage Evolution in Electromagnetic Forming of Aluminum Alloy Sheet, » t. 127, n° 1, p. 145-153, 2005.
- [62] J. P. M. CORREIA, M. A. SIDDIQUI, S. AHZI, S. BELOUETTAR et R. DAVIES, « A Simple Model to Simulate Electromagnetic Sheet Free Bulging Process, » t. 50, n° 10-11, p. 1466-1475, 2008.
- [63] C. BEERWALD, A. BROSIUS, W. HOMBERG, M. KLEINER, M. KLOCKE et S. KULIG, « Extended Finite Element Modelling of Electromagnetic Forming, » in *Proceedings of the 10th International Conference, 14-16. April 2003, United Kingdom, 2003*, p. 559-566.
- [64] Q. CAO, L. LI, Z. LAI et al., « Dynamic Analysis of Electromagnetic Sheet Metal Forming Process Using Finite Element Method, » t. 74, p. 361-368, 2014.
- [65] N. TAKATSU, M. KATO, K. SATO et T. TOBE, « High-Speed Forming of Metal Sheets by Electromagnetic Force, » t. 31, n° 1, p. 142-148, 1988.
- [66] T. E. MOTOASCA, M. D. VERWEIJ et H. BLOK, « The Importance of the Velocity Term in the Electromagnetic Forming Process, » in *Conference ; The 27-Th Triennial General Assembly of the International Union of Radio Science URSI2002, Maastricht, The Netherlands, August 2002. ; 2002-08-01 ; 2002-08-31, 2002*.
- [67] M. SCHINNERL, J. SCHOBERL, M. KALTENBACHER et R. LERCH, « Multigrid Methods for the Three-Dimensional Simulation of Nonlinear Magnetomechanical Systems, » t. 38, n° 3, p. 1497-1511, 2002.
- [68] M. STIEMER, J. UNGER, B. SVENDSEN et H. BLUM, « Algorithmic Formulation and Numerical Implementation of Coupled Electromagnetic-Inelastic Continuum Models for Electromagnetic Metal Forming, » t. 68, n° 13, p. 1301-1328, 24 déc. 2006, ISSN : 00295981, 10970207. DOI : [10 . 1002/nme . 1738](https://doi.org/10.1002/nme.1738).
- [69] M. STIEMER, J. UNGER, B. SVENDSEN et H. BLUM, « An arbitrary Lagrangian Eulerian approach to the three-dimensional simulation of electromagnetic forming, » *Computer methods in applied mechanics and engineering*, t. 198, n° 17-20, p. 1535-1547, 2009.
- [70] D. OLIVEIRA, M. WORSWICK, M. FINN et D. NEWMAN, « Electromagnetic forming of aluminum alloy sheet : free-form and cavity fill experiments and model, » *Journal of Materials Processing Technology*, t. 170, n° 1-2, p. 350-362, 2005.

-
- [71] X.-h. CUI, J.-h. MO et Z. YING, « 3D modeling and deformation analysis for electromagnetic sheet forming process, » *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, t. 22, n° 1, p. 164-169, 2012.
- [72] R. PASCAL, « Modélisation du traitement thermique superficiel par induction, » *Ecully, Ecole centrale de Lyon*, 2003.
- [73] E. B. ROSA et F. W. GROVER, *Formulas and Tables for the Calculation of Mutual and Self-Inductance*. US Government Printing Office, 1948.
- [74] E. GROUP, « SYSWELD 2021, Reference Manual. ESI Group, » 2021.
- [75] E. GROUP, *SYSMAGNA 2021, Reference Manual. ESI Group*. 2021.
- [76] J. M. BERGHEAU et P. CONRAUX, « FEM-BEM Coupling for the Modelling of Induction Heating Processes Including Moving Parts, » t. 5, n° 1, p. 91-99, 2000.
- [77] J.-M. BERGHEAU et R. FORTUNIER, *Finite Element Simulation of Heat Transfer*. John Wiley & Sons, 2013.
- [78] E. GROUP, « SYSTUS 2021, Reference Manual. ESI Group, » 2021.
- [79] D. MAISONNETTE, « Influences Mécaniques et Métallurgiques de Procédés Haute Température Sur Un Alliage d'aluminium 6061-T6, » thèse de doctorat, Lyon, INSA, 2010.
- [80] D. BARDEL, « Rôle de La Microstructure d'un Alliage à Durcissement Structural Sur Son Comportement et Sa Tenue Mécanique Sous Sollicitations Cycliques Après Un Transitoire Thermique, » thèse de doctorat, Lyon, INSA, 28 mai 2014.
- [81] J. LI et G. J. CHENG, « Multiphysics simulation on electromagnetic peening of predrilled holes, » *International Journal of Mechanical Sciences*, t. 51, n° 11-12, p. 825-836, 2009.



FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'INSA LYON, MEMBRE DE L'UNIVERSITE DE LYON.

NOM : SENYO

DATE de SOUTENANCE : 16/01/2024

Prénoms : Komlavi Mawuli

TITRE : Design d'un procédé de mise en compression par impulsion électromagnétique post soudage ou fabrication additive

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2024ISAL0006

Ecole doctorale : MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVILE, ACOUSTIQUE (MEGA)

Spécialité : Génie mécanique

RESUME : La mise en compression des pièces est une technique utilisée pour augmenter la durée de vie des pièces. Elle consiste à introduire des déformations plastiques dans les couches superficielles de la pièce cible. Il s'en suit de l'introduction de contrainte résiduelle de compression après relâchement des couches en traction. Pour arriver à introduire des déformations plastiques dans les pièces, plusieurs procédés ont été mis au point. On distingue entre autres le grenailage de précontrainte, la mise en compression par choc laser, la mise en compression par jet d'eau. Ces procédés biens que permettant d'atteindre l'objectif de déformation plastique des sous couches et d'introduction de contrainte résiduelle de compression, ils ont néanmoins quelques limitations et inconvénients. Parmi ces limitations, on peut citer la modification de l'état de surface engendrée, des profondeurs traitées faibles, des difficultés de mise en œuvre et de contrôles ainsi que la contamination des milieux sensibles, etc. Des études sont menées sur de nouveaux procédés pouvant permettre d'avoir des mêmes résultats voire meilleurs que les procédés précités tout en évitant leur inconvénients et limitations. Le procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques se classe dans ces nouveaux procédés. Il consiste à la génération d'un puissant champ électromagnétique dans une pièce conductrice de courant. Ce champ favorise la génération des forces de Laplace dans la pièce. Ces forces déforme plastiquement le matériau et par là introduit des contraintes résiduelles de compression dans la pièce. La modélisation et la simulation du procédé de mise en compression par impulsions électromagnétiques fait l'objet de cette thèse. La littérature est quasiment vierge en ce qui concerne ce procédé mise à part quelque travaux de modélisation 2D axisymétrique. En se basant sur ces travaux, un modèle 2D couplé électromagnétique, mécanique a été mise en place pour simuler le procédé. Dans un premier temps, le modèle a permis de confirmer la possibilité de mise en compression des pièces et l'influence de certains paramètres clés du procédé. Il a été utilisé également pour faire une étude de la tenue mécanique de l'inducteur, élément indispensable du procédé. Et enfin une approche de modélisation 3D mécanique du procédé se basant sur les calculs 2D électromagnétique a été présenté et utilisé pour faire une simulation multi-impacts du procédé en vue d'une étude de recouvrement des contraintes dans la pièce traitée.

MOTS-CLÉS : Traitement de surface, grenailage, impulsions électromagnétiques, contraintes résiduelles, couplage électromagnétique-mécanique, couplage multiphysique.

Laboratoire (s) de recherche : Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures (LaMCoS)
UMR CNRS 5259 – INSA de Lyon
20, avenue Albert Einstein
69621 Villeurbanne Cedex FRANCE

Directeur de thèse : Pr. NELIAS Daniel

Président de jury : Pr. PONTHOT Jean-Phillipe

Composition du jury : M. RAOELISON Rija-nirina
Pr. VIDAL-SALLE Emmanuelle

Pr. BAY François
Pr. BERGHEAU Jean-Michel

Pr. FEULVARCH Éric
M. CHAISE Thibaut

