Modélisation et validation expérimentale de la distorsion de plaques usinées

Iheb Cherif

▶ **To cite this version:**

Iheb Cherif. Modélisation et validation expérimentale de la distorsion de plaques usinées. Autre [cond-mat.other]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2019. Français. NNT : 2019ENAM0040 . tel-02481224

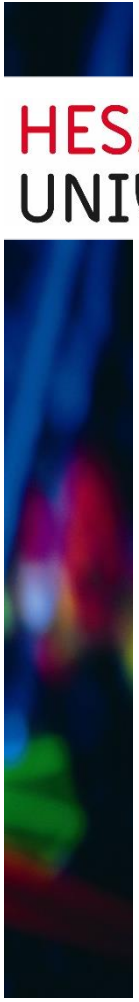
HAL Id: tel-02481224

https://pastel.hal.science/tel-02481224

Submitted on 17 Feb 2020

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.



HESAM UNIVERSITÉ

Arts et Métiers Sciences et Technologies

2019-ENAM-0040

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'ingénieur

Doctorat

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie Mécanique – Procédés de fabrication "

présentée et soutenue publiquement par

Iheb CHERIF

le 7 Novembre 2019

Modélisation et validation expérimentale de la distorsion de plaques usinées

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**
Co-directeur de la thèse : **José OUTEIRO**
Co-encadrement de la thèse : **Dominique COTTON**

Jury

M. Mohammed NOUARI, Professeur des Universités, LEM3, Université de Lorraine	Président
Mme. Katia MOCELLIN, Maître de Recherche HDR, CEMEF, Mines ParisTech	Rapporteure
Mme. Hélène CHANAL, Maître de Conférences HDR, SIGMA Clermont	Rapporteure
M. Gérard POULACHON, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers	Examinateur
M. José OUTEIRO, Maître de Conférences HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers	Examinateur
M. Dominique COTTON, Enseignant-Chercheur, LaBoMaP, Arts et Métiers	Examinateur
M. Alexandre BROSSE, Docteur-Ingénieur, FRAMATOME	Invité

T H È S E

Arts et Métiers - Campus de Cluny
Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés

Remerciements

« Qui n'aime pas gravir la montagne, vivra éternellement au fond des vallées »

Abou el kacem chebbi

« Vis comme si tu devais mourir demain, apprends comme si tu devais vivre toujours »

Gandhi

La thèse c'est comme un voyage ardu, semé d'embûches et d'obstacles. Naviguer sur ce parcours nécessite de l'autodétermination et de la patience pour réussir à atteindre la destination. Cependant, il est irréfutable que sans les conseils et le soutien des personnes qui m'ont entouré, le voyage n'aurait pas été possible.

Je tiens à remercier tout d'abord les membres du jury d'avoir accepté d'évaluer ces travaux de thèse, Mme. Katia MOCELLIN, Mme. Hélène CHANAL en qualité de rapporteures et M. Mohammed NOUARI en tant qu'examinateur.

Dans un second temps, mes remerciements s'adressent à l'ensemble des personnes ayant contribué, de près comme de loin à la réussite de ces travaux :

- À mon directeur de thèse Gerard POULACHON, pour la confiance qu'il m'a accordée, pour sa réflexion de tout moment sur mes travaux, pour ses conseils avisés et son écoute qui ont été cruciaux pour la bonne réussite de cette thèse. Son soutien et sa confiance ont été des facteurs clés pour moi. J'ai pris un énorme plaisir à travailler avec lui.
- À mon Co- directeur José OUTEIRO, pour sa patience, ses idées et surtout ses judicieux conseils, qui ont contribué à alimenter ma réflexion.
- À Dominique COTTON pour ces conseils, ces qualités humaines et ces encouragements qu'il m'a fournis tout au long de cette thèse. J'ai eu beaucoup de chance d'avoir un co-encadrant qui se souciait tellement de mon travail et qui a répondu à mes questions si rapidement. Merci d'avoir été si patient avec moi et de m'avoir supporté dans les moments les plus difficiles.

- À l'équipe de FRAMATOME : Alexandre BROSSE, Cyril PUDOYER, Cedric BONNET et Romain MONIER pour leur support, leur ouverture scientifique et leur humilité.
- À Guillaume CHARRONDIÈRE et Ahmed HASSINE, pour l'exemplarité de leur travail au cours de leurs masters de recherche. Vous m'avez fait vivre une expérience d'encadrement avec laquelle j'ai pu toucher un autre côté de la recherche. Quand j'ai appris que vous avez eu la mention très bien, j'étais hyper heureux de votre réussite.
- A Joana Rebelo KORNMEIER de FRM II pour son accueil chaleureux à l'Université Technique de Munich et pour son aide pour la détermination des contraintes résiduelles par la méthode de diffraction de neutrons.
- J'exprime également ma gratitude à Théo DORLIN, Bertrand MARCON et Guillaume FROMENTIN, pour m'avoir fait découvrir la recherche durant mon stage de Master Recherche et de PFE. Si j'ai effectué cette thèse, c'est en grande partie grâce à eux.
- Au personnel de l'ENSAM : Andela CEAU-DURA, Nathalie LAROCHE, Brigitte DEMIZIEUX, Christophe DELORME, pour leur soutien ainsi que leur disponibilité.
- Au personnel technique de l'équipe UGV et IMS : Christophe PRIOLET-LEFEBVRE, Romain BRENDLEN, Mathieu ALADAME, Gilles DETROYAT, Lucas PUTIGNY et Éric POLSINELLI pour leurs aides et leurs supports techniques.
- À l'équipe d'AM VALOR : Isabelle BORDONNET, Serge BORECKI, Richard CHATAIN, Guillaume FALCO et Rémi PORCHERAY pour leurs diverses contributions
- À l'ensemble des collègues, doctorants, post-doctorants et docteurs pour l'entraide et pour le partage de leurs connaissances. Je pense plus particulièrement à Lamice DENGUIR, Pierre LEQUIEN, Rabiae ARIF, Wenyu CHENG, Yutao ZHANG, Edouard DUCROUX, Bastien TOUBHANS, Ivan HAMM, Côme LEGRAND, Chemseddine RAMOUL, Seifeddine MEJRI, Tristan RÉGNIER et Johan MERZOUKI.
- Je souhaite adresser quelques mots également pour remercier tous mes enseignants de l'école primaire jusqu'à la faculté. Je pense plus particulièrement à : Salah MEZLINI, Mohamed Amin BENSOUF, Faouzi BEN ABDALLAH, Moncef ABDOU, Imed FERJENI. Vous êtes les professeurs qui ont réussi à m'inspirer et

à me donner confiance en moi, mais aussi qui ont réussi à me donner l'envie d'apprendre.

Je terminerai d’adresser mes reconnaissances à ceux qui ont assuré le soutien affectif de cette thèse :

- Aux familles CHERIF et BEN HAMED pour leur support contenu et leur encouragement. Ma plus grande fierté est d’être entouré de deux familles comme vous.
- À mes parents (Anouar et Leila), à ma fiancée (Sirine), à mon frère (Mouhi) et à ma sœur (Meriem), pour vos soutiens inconditionnels et vos supports quotidiens. Je ne saurais jamais vous remercier amplement et vous dire à quel point vous êtes gravés dans mon cœur. Je vous suis éternellement reconnaissant.

Sommaire

Remerciements i
Sommaire iv
Glossaire viii
Introduction générale 1
Cadre de la thèse 1
Problématique industrielle 1
Problématique scientifique 3
Structure et objectif de la thèse 3
Chapitre 1. Caractérisation des contraintes résiduelles (CR) 5
1.1. État de l'art 6
1.1.1. Définition des CR 7
1.1.2. Les origines de CR macroscopiques 8
1.1.3. Les différentes méthodes de mesure des CR 10
1.2. Définition des plaques en acier inoxydable 316L 16
1.2.1. Caractéristiques de l'acier inoxydable austénitique 316L 16
1.2.2. Gamme de fabrication 17
1.2.3. Stratégie de coupe des plaques issues des tôles mère 20
1.3. Mesure de CR par la Méthode d'Enlèvement des Couches (MEC) 20
1.3.1. Essai préliminaire sur la mise en position des échantillons 21
1.3.2. Démarche expérimentale de la MEC 23
1.3.3. Résultats des mesures de CR par la MEC 28
1.4. Mesure des CR par la Méthode de Diffraction de Neutrons (MDN) 30
1.4.1. Démarche expérimentale de la MDN 31
1.4.2. Résultats des mesures des CR par la MDN et comparaison avec la MEC 32
1.5. Mesure des CR par la Méthode de Diffraction des Rayons X (MDRX) sur une plaque brute 34
1.6. Conclusion 36
Chapitre 2. Méthodologie expérimentale d'étude des distorsions 37

2.1. État de l'art sur les facteurs influents la distorsion engendrée par usinage 39
2.2. Réalisation d'un montage de bridage instrumenté 40
2.2.1. État de l'art sur les dispositifs de bridage instrumenté 40
2.2.2. Étude mécanique du montage instrumenté 40
2.2.3. Dispositif de mesure des efforts de coupe et de bridage instantanés 48
2.3. Mesure des déformations après l'usinage par fraisage et électroérosion 50
2.3.1. Démarche expérimentale 50
2.3.2. Résultats des mesures de distorsions 51
2.4. Influence de la stratégie d'usinage et de bridage sur la distorsion (rainurage) 54
2.4.1. Démarche expérimentale (rainurage) 54
2.4.2. Résultats des mesures de distorsions (rainurage) 59
2.5. Efforts de bridage instantanés pendant l'usinage 63
2.5.1. Résultats des mesures d'efforts de bridage (MEC) 63
2.5.2. Résultats des mesures des efforts de bridage (rainurage) 68
2.6. Conclusion 69
Chapitre 3. Développement et validation du modèle numérique de prédiction des distorsions 71
3.1. État de l'art sur la modélisation des distorsions 73
3.1.1. Modélisation analytique et empirique 73
3.1.2. Modélisation numérique par « Level-Set Method » 73
3.1.3. Modélisation en ligne 74
3.1.4. Modélisation par désactivation « Element birth and death » 74
3.1.5. Modélisation par enlèvement massif 76
3.2. Approche numérique employée 78
3.3. Validation de la modélisation des distorsions (application de surfaçage) 79

3.3.1. Description du modèle numérique 80
3.3.2. Résultats numériques de distorsion 82
3.4. Validation de la modélisation du bridage (application de surfaçage) 85
3.5. Simulation de la distorsion des plaques rainurées 87
3.5.1. Description du modèle numérique 87
3.5.2. Résultats numériques de distorsion 88
3.6. Influence de l'effet de séquence sur les distorsions 90
3.7. Influence de l'effet de bridage sur les distorsions 92
3.8. Conclusion 95
Chapitre 4. Simulation de la gamme de fabrication 97
4.1. Détermination des conditions aux limites du modèle numérique de TTh 99
4.1.1. Détermination de l'émissivité 99
4.1.2. Détermination des coefficients d'échanges thermiques au cours de la trempe et du revenu par la méthode inverse 101
4.2. Validation du modèle thermomécanique de TTh 108
4.2.1. Mesure de CR par la MEC 109
4.2.2. Modèle thermomécanique de TTh 112
4.2.3. Décision sur le modèle thermomécanique 113
4.3. Application des modèles numériques de distorsion sur les tôles industrielles 114
4.3.1. Descriptions du modèle numérique de distorsion 115
4.3.2. Les stratégies de surfaçage 116
4.3.3. Résultats de distorsion après le surfaçage 118
4.4. Conclusion 122
Conclusion générale et perspectives 124
Bibliographie 128
Annexe A Détails sur l'architecture de coupe de plaques 136
La première tôle mère fournie 136
La deuxième tôle mère fournie 137
Annexe B Porte outil, fraise et plaquettes employé(es) en surfaçage (MEC) 138
Géométrie du porte outil 138

Géométrie de la fraise 138

Géométrie d'une plaquette 139

Annexe C Dessin d'ensemble du montage et dessin de définition des brides 140
Annexe D Plan de coupe des échantillons (coupe par électroérosion) 141
Annexe E Fraise et plaquettes employé(es) en rainurage 142
Géométrie de la fraise 142

Géométrie d'une plaquette 142

Glossaire

d_2	[mm]	Diamètre à flanc de filet de la vis
$F^0_{C,\ Total}$	[kN]	Effort total de bridage initial
$F^0_{C,vis}$	[kN/vis]	Effort de bridage initial par vis
F_{min}	[N]	Précharge requise minimale
r_m	[mm]	Rayon moyen d'appui sous tête
T_{min}	[N.m]	Couple de serrage minimal
$\sigma_{YY,\ MDN}$	[MPa]	Contrainte résiduelle déterminée par la méthode de diffraction de neutrons suivant l'axe Y
$\sigma_{YY,\ MDRX}$	[MPa]	Contrainte résiduelle déterminée par la méthode de diffraction des rayon X suivant l'axe Y
$\sigma_{YY,\ MEC}$	[MPa]	Contrainte résiduelle déterminée par la méthode d'enlèvement des couches suivant l'axe Y
$\sigma_{YY,\ NUM}$	[MPa]	Contrainte résiduelle numérique suivant l'axe Y
Δt_i	[mm]	Épaisseur de la couche enlevée
μ	[-]	Coefficient de frottement global de la fixation
a_e	[mm]	Profondeur de passe radiale
a_p	[mm]	Profondeur de passe axiale
CNC		Machine-outil à commande numérique
CR		Contrainte(s) Résiduelle(s)
d	[Å]	Distance interréticulaire (distance entre deux plans réticulaires du cristal)
d_0	[mm]	Diamètre d'appui extérieur
D_p	[mm]	Diamètre extérieur équivalent des pièces serrées

E	[MPa]	Module de Young
EF		Éléments Finis
f_Z	[mm/tr/dent]	Avance par tour par dent
GMD		Gauche, Milieu, Droite
h	$W.m^{-2}.k^{-1}$	Coefficient d'échange thermique
L_p	[mm]	Somme des longueurs serrées
L_v	[mm]	Hauteur de la zone de compression conique des pièces serrées
MDN		Méthode de Diffraction de Neutrons
MDRX		Méthode de Diffraction de Rayon X
MEC		Méthode d'Enlèvement des Couches
MGD		Milieu, Gauche, Droite
MMT		Machine à Mesurer Tridimensionnelle
MPE		« Maximum Permissible Error »
n	[-]	Ordre de diffraction
oXYZ		Repère cartésien
P	[mm]	Pas du filetage
r_i	[mm]	Rayon de courbure
SU		Sens de l'Usinage
T_{coeur}	[°C]	Température de cœur
t_i	[mm]	Épaisseur de la plaque après enlèvement de la couche *i*
T_{peau}	[°C]	Température de peau
TTh		Traitement(s) Thermique(s)
u_X	[mm]	Déplacement suivant X
u_Y	[mm]	Déplacement suivant Y

u_Z	[mm]	Déplacement suivant Z
V_C	[m/min]	Vitesse de coupe
ε	[-]	Déformation
θ	[°]	Angle de Bragg = demi-angle de déviation
λ	[Å]	Longueur d'onde
ν	[-]	Coefficient de Poisson
σ	[MPa]	Contrainte
φ	[°]	Angle du cône de compression

Introduction générale

Cadre de la thèse

Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du dispositif « Jeunes Chercheurs Entrepreneurs » soutenu par le conseil régional de Bourgogne. Ce modèle de thèse a pour but de favoriser l'insertion des docteurs de l'universités de Bourgogne–Franche-Comté dans le monde socio-économique et ainsi faire bénéficier l'économie régionale d'une expertise de très haut niveau. Durant cette thèse, le doctorant a suivi une formation de master 2 en management et administration des entreprises (MAE) en parallèle de son travail de thèse. L'objectif de ce master est de compléter la formation scientifique du doctorant par une connaissance avancée du monde de l'entreprise. Les compétences acquises par les doctorants suite à ce master se déclinent en savoirs gestionnaires, savoir-faire pratiques et savoir-être dans l'entreprise. Le dispositif JCE donne ainsi l'occasion au doctorant d'être diplômé à la fois du master Administration des entreprises et du doctorat s'il valide les deux titres. L'enseignement de ce master a été effectué à l'université de Bourgogne au sein de l'Institut d'administration des entreprises de Dijon. Le doctorant a assisté à environ 520 heures de cours en management réparties sur 3 ans. Ces heures ont été validées par l'école doctorale comme des heures de formations professionnalisantes. De plus, 60 heures de formations scientifiques ont été effectuées afin de respecter les exigences imposées par l'école doctorale SMI 432.

La thèse a été effectuée au sein du Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés (LaBoMaP EA 3633) à l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. L'entreprise FRAMATOME est le partenaire industriel principal de cette thèse.

Problématique industrielle

Les fortes contraintes de sécurité et de durabilité dans le secteur de l'énergie nucléaire obligent les industriels à assurer la qualité de leurs produits à la fin d'une chaine de fabrication impliquant plusieurs procédés. Indépendamment du type de réacteur, le facteur déterminant lors de la production d'énergie est le rendement

thermique, nécessitant une efficacité très importante. Cela est rendu possible, par rapport aux anciennes technologies, en augmentant la température et la pression, grâce à des échangeurs plus compacts à plaques [1–3]. Ces conditions de fonctionnement de plus en plus extrêmes nécessitent d'augmenter d'autant plus les caractéristiques mécaniques de l'échangeur de chaleur et la tenue des interfaces des différents éléments qui le composent. Comme présenté à la Figure 0.1, les plaques constituant ces échangeurs mesurent 2000 mm de long, 1020 mm de large et 4 mm seulement d'épais. De plus, elles comportent plus de 300 rainures de profondeur égale à 3 mm et de largeur égale à 6 mm.

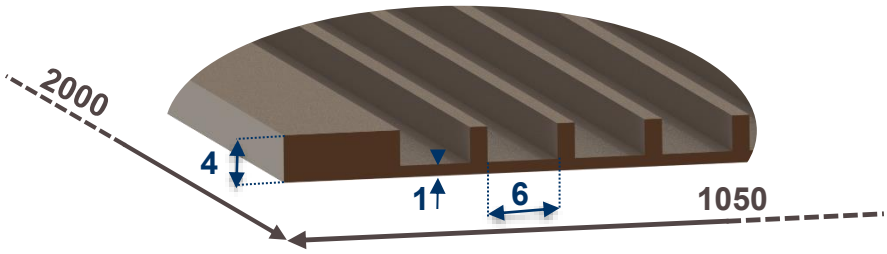


Figure 0.1 Géométrie de la plaque industrielle

Le processus de fabrication de ces dernières se compose de plusieurs procédés de fabrication comprenant successivement : le laminage, le traitement thermique et l'usinage. L'état de contraintes résiduelles dans le métal engendre ainsi une distorsion non souhaitée des plaques au cours de leur élaboration. Du point de vue de la fabrication, la maîtrise de ces distorsions est donc un enjeu majeur afin de réduire les difficultés d'assemblage ultérieures liées à la planéité et d'optimiser les stratégies d'usinage pour réduire les rebuts et les temps de coupe. Le matériau des plaques de ces échangeurs thermiques est l'acier inoxydable austénitique 316L.

L'objectif industriel de cette thèse est de développer un guide méthodologique sur le traitement des distorsions après l'usinage. Accompagnant ce guide, un outil informatique sous la forme d'un modèle de simulation numérique de la gamme d'usinage sera également fourni à l'industriel impliqué dans la thèse. Cet outil permettra d'analyser différentes configurations de pièce et de gammes d'usinage, afin d'évaluer l'impact sur les distorsions après l'usinage. Ce guide et cet outil informatique permettront d'aider le bureau des méthodes sur la prise de décision de la meilleure gamme d'usinage, qui minimisera ainsi la déformation globale de la pièce

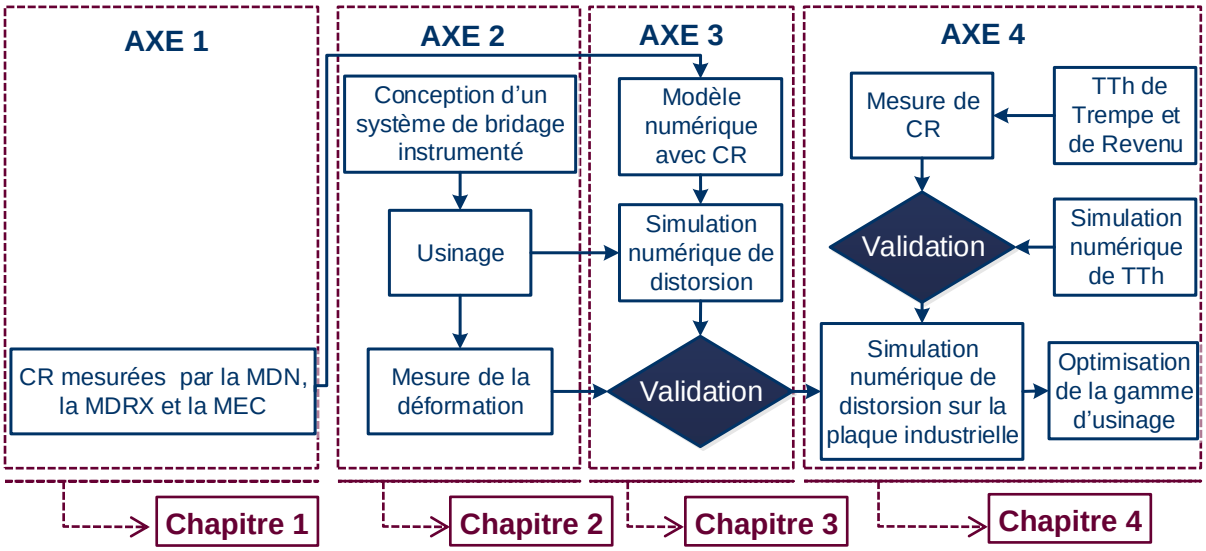
Problématique scientifique

La compréhension des phénomènes influant sur la distorsion après l'usinage est toujours un sujet d'actualité pour les chercheurs en mécanique des procédés d'usinage.

L'état résiduel du matériau avant l'enlèvement de la matière est un facteur déterminant pour étudier la distorsion durant et après l'usinage. La connaissance de cette déformation ne s'articule pas uniquement sur la distribution des contraintes résiduelles avant l'enlèvement de la matière, mais aussi sur leur répartition lors de cette action. Par conséquent, le choix de la gamme d'usinage comprenant le système de bridage, la stratégie d'usinage et les conditions de coupe est un facteur essentiel pour maitriser les enjeux de la distorsion. Ces phénomènes complexes peuvent être traités et étudiés numériquement à l'aide d'un modèle de distorsion.

Structure et objectif de la thèse

La structure globale de cette étude vise à relier méthodologiquement tous les axes définis sous forme d'un flow-chart à la Figure 0.2.



Chapitre 1 : Caractérisation des contraintes résiduelles

Chapitre 2 : Méthodologie expérimentale d'étude des distorsions

Chapitre 3 : Développement et validation du modèle numérique de prédiction des distorsions

Chapitre 4 : Simulation de la gamme de fabrication

Figure 0.2 Démarche générale de la thèse

Comme il est présenté à la Figure 0.2, la structure de ce mémoire de thèse est divisée en quatre chapitres correspondant à chacun des axes scientifiques.

Le premier chapitre de la thèse est consacré à la caractérisation des contraintes résiduelles issues des procédés amont. Ces contraintes ont donc été déterminées par les méthodes ; d'Enlèvement des Couches (MEC), de Diffraction de Neutrons (MDN), et de Diffraction des Rayons X (MDRX). Ensuite, ces mesures ont été utilisées pour établir un champ de CR numérique qui servira à alimenter le modèle numérique de distorsion en données d'entrée.

Le deuxième chapitre se concentre sur l'étude expérimentale des facteurs influant la distorsion. Pour ce faire, une méthodologie expérimentale a été développée et appliquée afin de mieux comprendre les enjeux de distorsion. Une nouvelle approche a été employée en développant un dispositif d'usinage intelligent. Cela permet d'analyser le comportement instantané des pièces lors de l'enlèvement de la matière. De plus, la distorsion a été étudiée sur des plaques surfacées par fraisage et sur des plaques rainurées en employant différentes stratégies d'usinage et de bridage.

Le troisième chapitre se focalise sur le développement d'un modèle numérique de distorsion qui permettra à la fois d'obtenir certaines explications aux phénomènes liés à la redistribution des contraintes résiduelles dans la matière et d'étudier les phénomènes complexes de la distorsion.

Le quatrième chapitre est consacré à étudier numériquement la gamme de fabrication des tôles industrielles de FRAMATOME. L'usinage des centaines de rainures n'a pas été simulé à cause de la complexité de la tâche (simulation n'est pas possible avec les moyens informatiques de l'ENSAM). En revanche, le traitement thermique ainsi que le surfaçage ont été modélisés. Dans ce chapitre, l'émissivité et les coefficients d'échanges thermiques avec l'air et avec l'eau ont été déterminés par la méthode inverse en appliquant des algorithmes génétiques d'optimisation. Les résultats du modèle thermomécanique ont été intégrés dans le modèle de distorsion afin de prédire la déformation des tôles après une opération de surfaçage. Dans cette étude, l'optimisation de la gamme d'usinage a été limitée à l'optimisation de surfaçage afin de minimiser la distorsion. Pour ce faire, trois cas différents ont été étudiés dont la position modifiée de la plaque finie dans la tôle mère (l'offset).

Chapitre 1. Caractérisation des contraintes résiduelles (CR)

Sommaire

1.1. État de l'art 6

1.1.1. Définition des CR 7

1.1.2. Les origines de CR macroscopiques 8

1.1.3. Les différentes méthodes de mesure des CR 10

1.2. Définition des plaques en acier inoxydable 316L 16

1.2.1. Caractéristiques de l'acier inoxydable austénitique 316L 16

1.2.2. Gamme de fabrication 17

1.2.3. Stratégie de coupe des plaques issues des tôles mère 20

1.3. Mesure de CR par la Méthode d'Enlèvement des Couches (MEC) 20

1.3.1. Essai préliminaire sur la mise en position des échantillons 21

1.3.2. Démarche expérimentale de la MEC 23

1.3.3. Résultats des mesures de CR par la MEC 28

1.4. Mesure des CR par la Méthode de Diffraction de Neutrons (MDN) 30

1.4.1. Démarche expérimentale de la MDN 31

1.4.2. Résultats des mesures des CR par la MDN et comparaison avec la MEC 32

1.5. Mesure des CR par la Méthode de Diffraction des Rayons X (MDRX) sur une plaque brute 34

1.6. Conclusion 36

Il est prévu au cours du premier chapitre (Figure 1.1) de mesurer la répartition des Contraintes Résiduelles (CR) avant usinage par les Méthodes, d'Enlèvement des Couches (MEC), de Diffraction de Neutrons (MDN), et de Diffraction de Rayon X (MDRX). Ces mesures expérimentales seront ensuite utilisées pour établir un champ de CR numérique qui servira à alimenter le modèle de distorsion en données d'entrées.

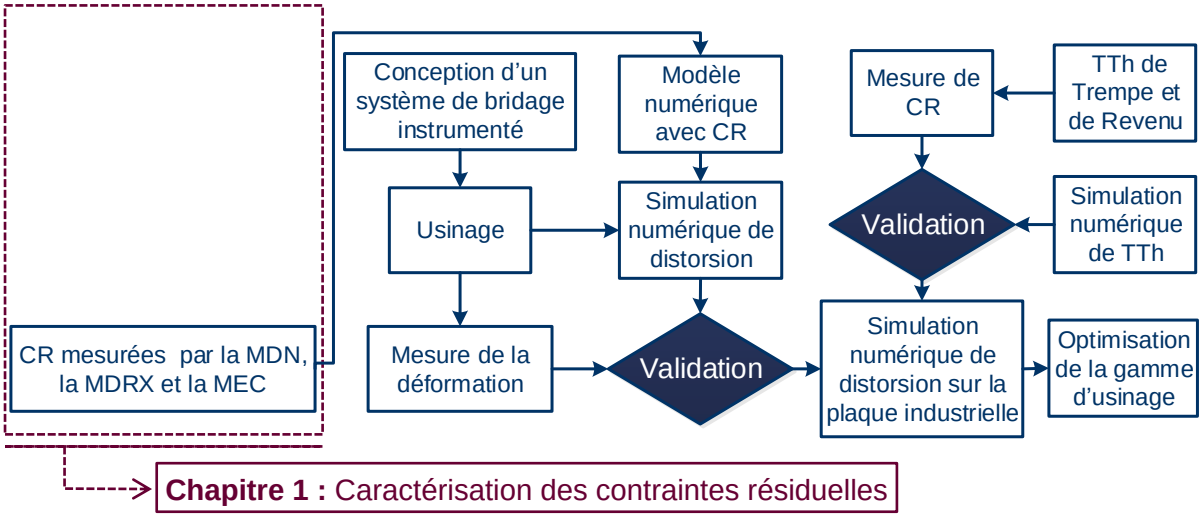


Figure 1.1 Démarche générale de la thèse

1.1. État de l'art

La majorité des procédés de fabrication mécanique introduisent des CR, ce qui influence le comportement mécanique des pièces fabriquées et donc les performances structurelles et fonctionnelles en service. La caractérisation des CR est donc incontournable à cause de leurs influences sur l'élaboration des pièces mécaniques. La Figure 1.2 montre les différents domaines de recherche dans lesquels les CR sont prises en compte et leur utilitée pour les applications industrielles. Les principaux services présentés sur la Figure 1.2 sont tous intégrés dans la problématique industrielle de cette thèse.

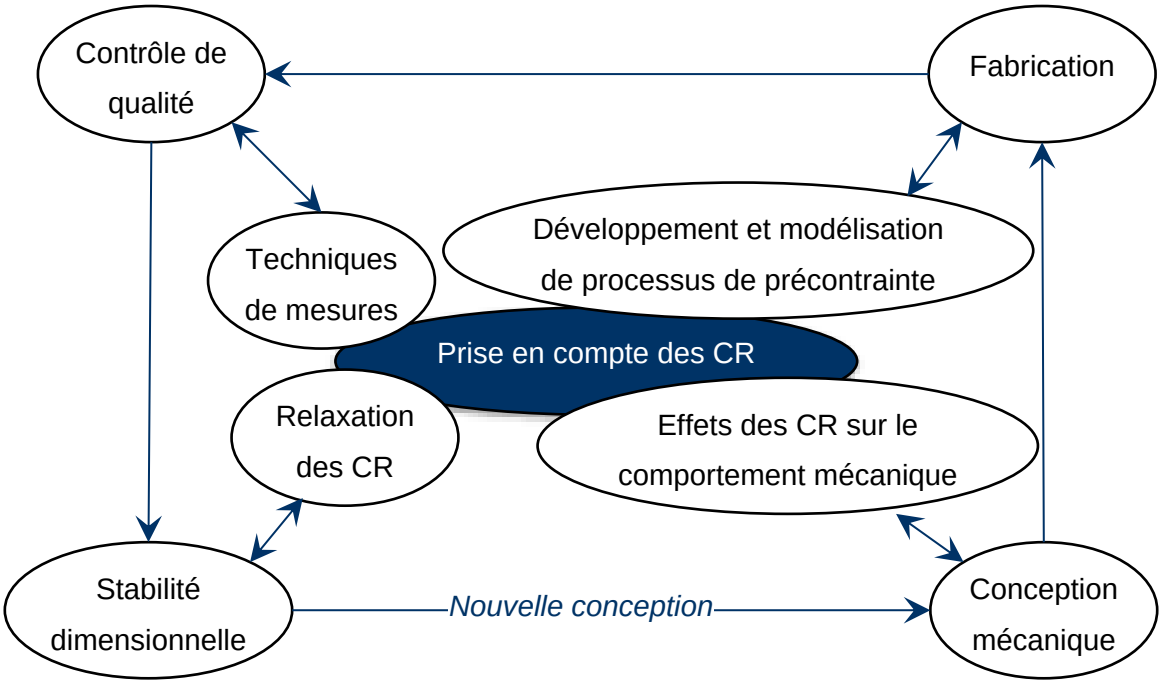


Figure 1.2 Principaux services impliqués dans la prise en compte des CR [4]

1.1.1. Définition des CR

Les CR peuvent être définies comme des contraintes internes autoéquilibrées dont la résultante et la somme de leurs moments sont nulles. Ces contraintes sont dues aux différents traitements que subit le métal tels que les traitements thermiques et la mise en forme par ou sans enlèvement de matière. Ces contraintes subsistent à l'intérieur du métal si celui-ci reste à température ambiante et ne subit aucune charge mécanique extérieure. Plusieurs facteurs peuvent influencer l'apparition des contraintes résiduelles, tels que le temps, la température, la déformation et la microstructure. Les propriétés thermiques, mécaniques du métal ainsi que certains phénomènes métallurgiques peuvent aussi altérer le développement des CR.

Les CR sont classées en trois catégories selon leurs homogénéités [4] :

- Contraintes macroscopiques σ_{RI} : elles sont homogènes à travers plusieurs grains du matériau et elles s'équilibrent à l'échelle du corps en entier.
- Contraintes microscopiques quasi homogènes σ_{RII} : elles sont homogènes sur une partie d'un grain seulement, ou sur un grain entier. L'équilibre est réalisé à l'échelle de plusieurs grains.

- Contraintes microscopiques non homogènes σ_{RIII} : elles ne sont pas homogènes, même dans une très petite région d'un grain. L'équilibre est atteint dans des petites parties du grain.

L'état équilibré de CR résulte de la superposition des trois catégories (contraintes d'ordre I, II et III). Du point de vue de l'ingénierie, la 1ère catégorie a plus d'importance que les autres catégories, car toute modification de l'équilibre peut modifier les dimensions externes du corps. La présente étude porte sur la caractérisation des CR de 1er ordre, car la modification de l'état d'équilibre due à un enlèvement de matière se traduit par des variations dimensionnelles macroscopiques à l'échelle de la pièce.

1.1.2. Les origines de CR macroscopiques

En général, les CR macroscopiques peuvent être induites par les raisons suivantes [4] :

- Déformation plastique non homogène sous l'action d'un procédé externe (usinage, laminage, grenaillage, galetage, forgeage…) ;
- Déformation plastique non homogène lors d'un chauffage ou d'un refroidissement non uniforme (hyper trempe, moulage…) ;
- Transformations de phases lors de traitements thermiques ;
- Hétérogénéités d'ordre chimique ou cristallographique (nitruration ou durcissement) ;
- Traitements de surface (nickelage, chromage, revêtement PVD (Physical Phase Vapor) et CVD (Chemical Vapor Deposition) ;
- Différences de coefficients de dilatation entre deux matériaux adjacents.

Le Tableau 1.1 montre les différentes origines des CR qui subsistent après mise en forme ou traitements thermiques du matériau.

Tableau 1.1 Les origines principales des CR résultant de différents procédés de fabrication [4]

Procédé	Mécanique	Thermique	Structurel
Laminage, grenaillage, martelage forgeage, redressement	Déformation plastique hétérogène entre le cœur et la peau de la pièce	Non	Dépend de matériau
Usinage	Déformation plastique due à l'enlèvement de la matière	Gradient de température dû au chauffage pendant l'usinage	Transformation de phase lors de l'usinage si la température est élevée
Trempe sans transformation de phase	Non	Gradient de température	Non
Soudage	Retrait	Gradient de température	Changement de structure
Moulage	Non	Gradient de température pendant le refroidissement	Transformation de phase
Brasage	Non	Non	Nouvelle phase à l'interface
Dépôt électrolytique	Non	Non	Composition de revêtement selon le bain utilisé

1.1.3. Les différentes méthodes de mesure des CR

- Méthodes destructives

La mesure des CR par les méthodes destructives se base sur l'enlèvement de la matière dans le but de provoquer un nouvel état d'équilibre où les contraintes seront redistribuées. Les contraintes sont ensuite calculées à partir des mesures de la déformation de la pièce. Un des paramètres importants pour le choix d'une mesure destructive est de savoir s'il est possible de détruire un ou plusieurs échantillons afin de déterminer les CR. Habituellement, cela implique que ces échantillons appartiennent à une pièce mère qui peut fournir un nombre important d'échantillons. De plus, tous les échantillons choisis doivent présenter le même champ de contraintes. Deux exemples de méthodes de mesures destructives sont présentés :

- **Méthode du contour :** cette méthode se base sur le principe de superposition [5–15]. Dans cette méthode destructive, l'échantillon est coupé en deux parties. La découpe provoque un relâchement de toutes les contraintes présentes dans la direction perpendiculaire à la surface de coupe, ce qui induit la distorsion de la section coupée. La déformation de cette section est mesurée par la suite avec une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT). Ensuite, la forme obtenue est convertie à un modèle maillé. Ceci est introduit par la suite comme donnée d'entrée dans un logiciel d'éléments finis. Enfin, un champ de contraintes est appliqué sur la section déformée, de façon à retrouver une section plane (ce qui était le cas avant rééquilibrage des contraintes). Ce champ de contraintes sera égal au champ de CR ayant déformé la section après découpe. À noter que les contraintes mesurées sont obtenues dans la direction normal à la section de coupe. La méthode du contour possède beaucoup d'avantages, tels que la précision, la rapidité et la possibilité d'avoir des cartographies en 2D sur la distribution des CR. La Figure 1.3 montre le principe général de superposition de cette méthode.

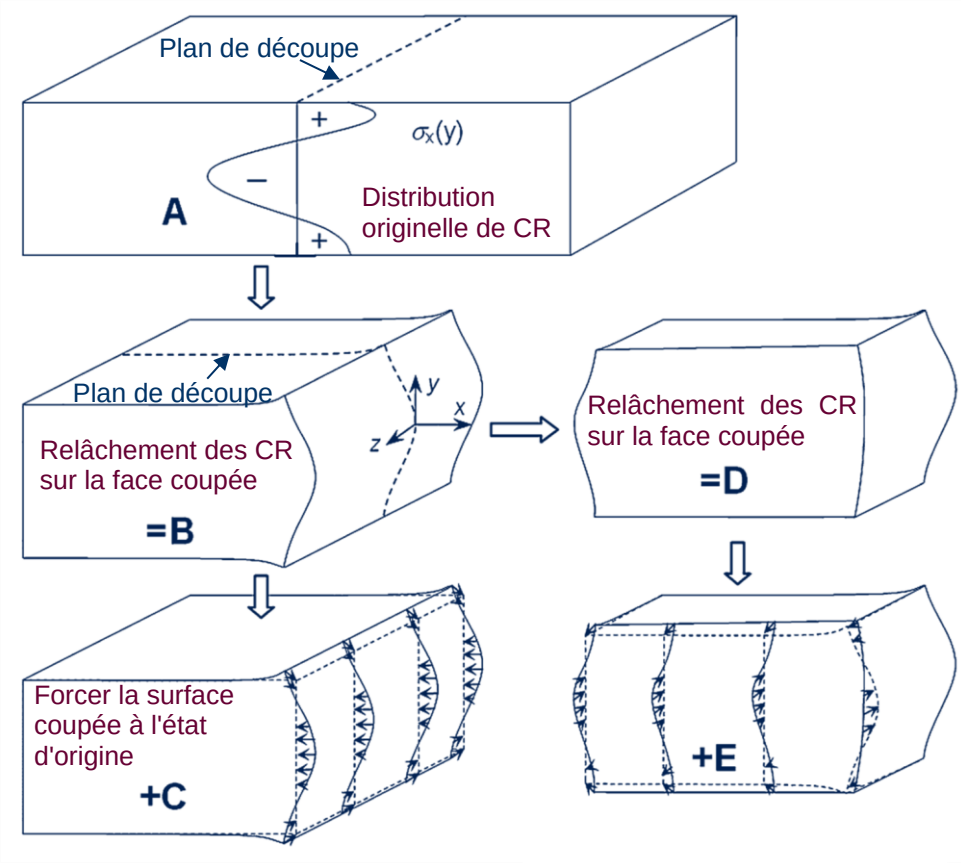


Figure 1.3 Principe de superposition de la méthode du contour, traditionnelle (A – C) et avec des coupes multiples (D – E). Les deux plans de découpe définissent x = 0 et z = 0 [11]

- **Méthode d'enlèvement des couches :** tout comme la méthode du contour, cette méthode permet d'obtenir une cartographie des CR [16–22]. Schajer [18] recommande l'utilisation de cette méthode lorsque la distribution des contraintes est uniforme dans toute l'épaisseur. La méthode d'enlèvement des couches permet d'obtenir des profils de contraintes sur de grandes profondeurs. Le principe de cette méthode se base sur l'enlèvement de couches d'épaisseur constante de matière. À chaque retrait d'une couche, l'épaisseur enlevée et le rayon de courbure sont déterminés (Figure 1.4). La direction des contraintes déterminées est parallèle à la direction de la courbure.

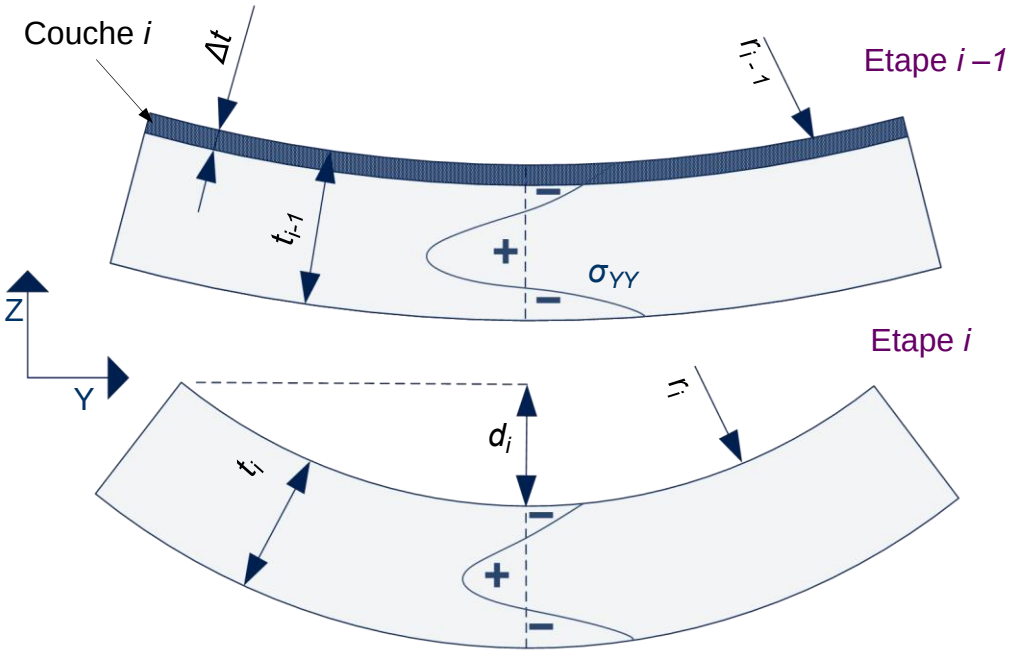


Figure 1.4 Paramètres géométriques de l'enlèvement d'une couche

Les CR sont calculées en utilisant ces deux paramètres (l'épaisseur retirée et le rayon de courbure) par l'intermédiaire de la théorie des plaques. Un calcul analytique et incrémental présenté à l'Eq. (1.1) [23] permet de faire le lien entre le rayon de courbure et les CR.

$$\sigma_{YY,i} = \frac{\frac{E}{12\,(1-\nu^2)}\left(\frac{t_i^3}{r_i} - \frac{t_{i-1}^3}{r_{i-1}}\right) - \frac{1}{2}\,\Delta t_i \sum_{k=1}^{i-1} \sigma_{YY,k}\,\Delta t_i}{\frac{1}{2}\,\Delta t_i \left(t_i + \frac{\Delta t_i}{2}\right)} \qquad (1.1)$$

Avec

E : Module de Young [MPa]

ν : Coefficient de Poisson

r_i : Rayon de courbure [mm]

t_i : Épaisseur de la plaque après enlèvement de la couche i [mm]

Δt_i : Épaisseur de la couche enlevée [mm]

- Méthodes semi-destructives

Les méthodes considérées comme semi-destructives reposent sur le même principe que les méthodes destructives. Cependant, ce sont des méthodes qui ont un effet quasiment négligeable sur les pièces dans lesquelles les contraintes sont mesurées. [4,13]. La méthode la plus répandue qui fait partie de cette catégorie est la méthode du trou. Cette méthode est très utilisée grâce à sa facilité de mise en œuvre. Elle consiste à percer un trou au centre d'une rosette de jauges préalablement collée à la surface d'un échantillon (Figure 1.5). Ce trou va provoquer une relaxation partielle des contraintes dans les zones adjacentes, ce qui déforme le trou dans les directions radiales. Ces déformations sont mesurées par les trois jauges alignées radialement sur la surface du composant (Figure 1.5). Le trou doit être percé à un diamètre connu. Il est important que le procédé de perçage n'induise que peu de CR additionnelles et puisse produire des trous à fond plat.

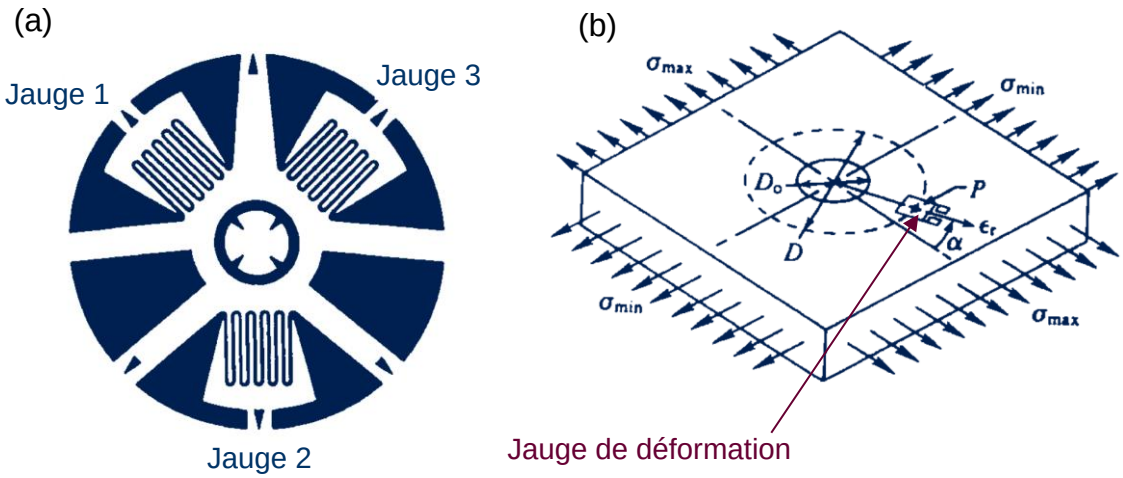


Figure 1.5 (a) Rosette de jauges de déformation à trois éléments, (b) jauge de déformation dans le plan provoqué par le relâchement de CR suite d'un perçage d'un trou

- Méthodes non destructives

Les méthodes non destructives sont des méthodes qui n'affectent en rien la fonctionnalité de la pièce à mesurer et ne réduisent pas les propriétés mécaniques. Les CR entraînent une modification du paramètre de maille. Les méthodes non destructives se basent sur la mesure du paramètre de maille dans le réseau cristallin du métal. Quelques méthodes non destructives pour la mesure des CR sont présentées ci-dessous :

- **Diffraction des rayons X :** la diffraction de rayons X est l'une des techniques les plus utilisées [4,13,24–26]. Cette méthode repose sur la mesure des distances interréticulaires du réseau cristallin. En effet, les contraintes provoquent des changements de distance entre les plans cristallins du matériau. La déformation provoquée par les CR peut être calculée à partir de cette distance et la distance à l'état libre. La distance entre les plans cristallins à l'état libre correspond à l'état sans CR. La mesure consiste à projeter des rayons X sur la surface de mesure, ceux-ci étant diffractés sur une faible épaisseur (quelques micromètres pour les aciers). Les faisceaux de Rayons X sont déviés par les atomes dans le matériau. Ces faisceaux interfèrent entre eux, menant à la production d'un signal dans des domaines précis de l'espace. Ce signal intense est relevé par le détecteur et ensuite tracé sous forme d'un diffractogramme qui représente les pics. La position de ces derniers représente l'image de la distribution des atomes dans le cristal (distance entre plans interréticulaires, distance entre atomes). Afin de déterminer les CR à travers des profondeurs importantes, la méthode de diffraction des rayons X peut être utilisée avec un procédé d'enlèvement de matière qui ne génère pas de nouvelles CR (comme le procédé d'enlèvement électrochimique) et dans ce cas, elle est considérée comme une méthode destructive.
- **Diffraction de neutrons :** la méthode de diffraction de neutrons utilise le même principe que la diffraction par rayons X. Mais, les neutrons sont plus énergiques que les rayons X et peuvent pénétrer plus profondément, jusqu'à plusieurs millimètres dans la plupart des métaux [4,12,24,27–32].

  Les méthodes de diffraction de neutrons et de rayon X sont basées sur la loi de Bragg Eq. (1.2) [24]. Cette loi prend en compte le réseau cristallin (distance interréticulaire du cristal) comme une jauge pour déterminer la CR (Figure 1.6).

$$2\,d\,\sin\theta = n\,\lambda \tag{1.2}$$

Avec :

d : Distance interréticulaire (distance entre deux plans réticulaires du cristal) [Å]

θ : Angle de Bragg = demi-angle de déviation (moitié de l'angle entre le faisceau incident et la direction du détecteur) [°]

n = Ordre de diffraction

λ = Longueur d'onde [Å]

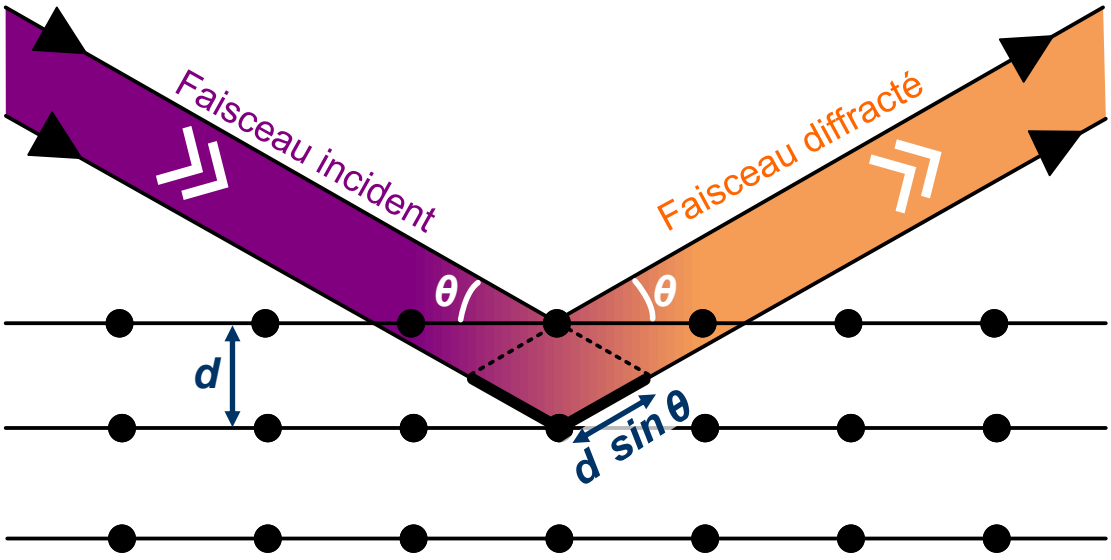


Figure 1.6 Principe de la diffraction

Pour un faisceau monochromatique d'une longueur d'onde constante, toute modification de l'espacement du réseau cristallin Δd entraînera un décalage correspondant de la position angulaire du pic de diffraction $\Delta\theta$ [24]. Ainsi, la déformation du réseau dans la direction du vecteur de diffusion est donnée par l'Eq. (1.3).

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d} = -\Delta\theta\,\cot\theta \tag{1.3}$$

Après avoir calculé la déformation dans les trois directions principales, les CR peuvent être par la suite calculées en utilisant la loi de Hooke donnée par l'Eq. (1.4).

$$\sigma_{jj} = \frac{E}{1+v}\varepsilon_{jj} + \frac{v\,E}{(1+v)(1-2v)}\sum \varepsilon_{jj} \quad (1.4)$$

Avec : $j = \{X,\ Y,\ Z\}$

- **La méthode magnétique :** la méthode magnétique connue sous le nom de la méthode du bruit de Barkhausen est limitée aux matériaux ferromagnétiques [4,13]. Son principe repose sur la mesure de paramètres électromagnétiques qui changent suivant l'état de contraintes à l'intérieur du composant. Cet état de contrainte peut être déterminé en se rapportant à des courbes de calibration qui donnent la valeur des contraintes en fonction d'un nombre magnétique. Les problèmes que pose cette méthode sont la limitation sur le type de matériaux utilisés ainsi que la nécessité de faire un calibrage pour chaque matériau. Cette méthode est peu couteuse en temps et en argent, mais elle a certains désavantages : sa sensibilité à l'état de surface des pièces mesurées (par exemple : meulage, polissage), ainsi que sa sensibilité à la microstructure (écrouissage, taille de grain, texture).

1.2. Définition des plaques en acier inoxydable 316L

1.2.1. Caractéristiques de l'acier inoxydable austénitique 316L

L'acier inoxydable austénitique 316L possède une excellente résistance à la corrosion grâce à sa faible teneur en carbone et à des concentrations élevées de nickel, de chrome et de molybdène (Tableau 1.2). Néanmoins, sa dureté et sa résistance à l'usure sont relativement faibles [33,34]. L'acier 316L possède une structure cubique à faces centrées. Cette structure est obtenue par la présence des éléments gammagènes tels que le nickel, le manganèse et l'azote. Le Tableau 1.2 montre la composition chimique de cet acier (applications dans les réacteurs nucléaires) [33].

Tableau 1.2 Composition chimique de l'acier inoxydable austénitique 316L en %

Cr	Ni	Mo	Mn	Si	C	Ti	N
18	13	2,5	2	0,8	0,05	0,05	0 ,05

Les aciers inoxydables austénitiques possèdent une conductivité thermique faible par rapport aux aciers inoxydables ferritiques (presque la moitié). Cette faible conductivité thermique augmente les gradients thermiques dans la matière ce qui

provoque la génération des CR d'origine thermique [35]. De plus, cette faible conductivité assure un maintien très long de la température dans toute la matière. Lors d'un maintien de température à chaud, deux phénomènes se produisent. D'une part, la limite élastique diminue à une valeur correspondante à la température de maintien ce qui égalise les valeurs de CR à la valeur de cette limite élastique (limite élastique à chaud). D'autre part, une relaxation de CR est induite due au phénomène de fluage. Cette relaxation implique une atténuation de CR en fonction du temps de maintien. Il risque d'y avoir une croissance de grain non souhaitable lors d'un échauffement à une température trop élevée des aciers inoxydables austénitiques. Le phénomène de fluage est présent également à température ambiante pour ces aciers. La taille moyenne des grains de l'acier 316L utilisé pour ce travail de recherche est inférieure à 100 µm.

Les données du matériau ont été fournies par FRAMATOME. Toutes les informations non communiquées du matériau, que ce soient les données mécaniques ou thermiques thermodépendantes de l'acier 316L employées dans ce travail de recherche sont strictement confidentielles.

1.2.2. Gamme de fabrication

Dans le cadre de ce travail de recherche, deux tôles en acier inoxydable 316L ont été fournies par FRAMATOME. Ces tôles ont été fabriquées en 1978, chez Industeel au Creusot (ex Creusot-Loire). Du fait de l'ancienneté de la fabrication de ces dernières, les informations sur la gamme de fabrication ne sont pas exhaustives. La gamme de fabrication de ces tôles comprend trois grandes étapes.

La première étape est le laminage contrôlé d'une brame de 200 mm d'épaisseur. Celle-ci est réduite de 89 %. Ce laminage se termine par un refroidissement par arrosage.

Ensuite, les tôles subissent successivement un traitement thermique d'hyper trempe, puis de revenu. Concernant l'hypertrempe, les tôles sont chauffées jusqu'au environ 1100 °C avec un maintien de 20 min puis elles sont refroidies par immersion dans l'eau. L'objectif de ce procédé est l'obtention d'une phase austénitique homogène dont les éléments chimiques se trouvent en solution solide. Ce procédé améliore donc la résistance à la corrosion des tôles. Pendant l'hypertrempe, des CR sont générées et des zones de plastification apparaissent à cause du gradient thermique important entre le cœur et la surface de la plaque [36]. En effet, les régions en surface de la tôle

se refroidissent très rapidement, contrairement aux régions à cœur. Donc, au début du refroidissement dans l'eau, les régions en surface se contractent plus rapidement que les régions à cœur qui se refroidissent plus lentement. Les régions à cœur dans ce cas se trouvent en compression alors que les régions en surface se trouvent en traction (Figure 1.7, étape 1). La tôle se refroidit au fur et à mesure, les régions en surfaces vont atteindre la limite élastique de traction, donc, elles seront déformées plastiquement contrairement aux régions à cœur (Figure 1.7, étape 2). Ce phénomène provoque une permutation de l'état de contrainte entre la surface et le cœur. À la fin de refroidissement, les régions en surface se trouvent en compression tandis que les régions à cœur se trouvent en traction (Figure 1.7, étape 3).

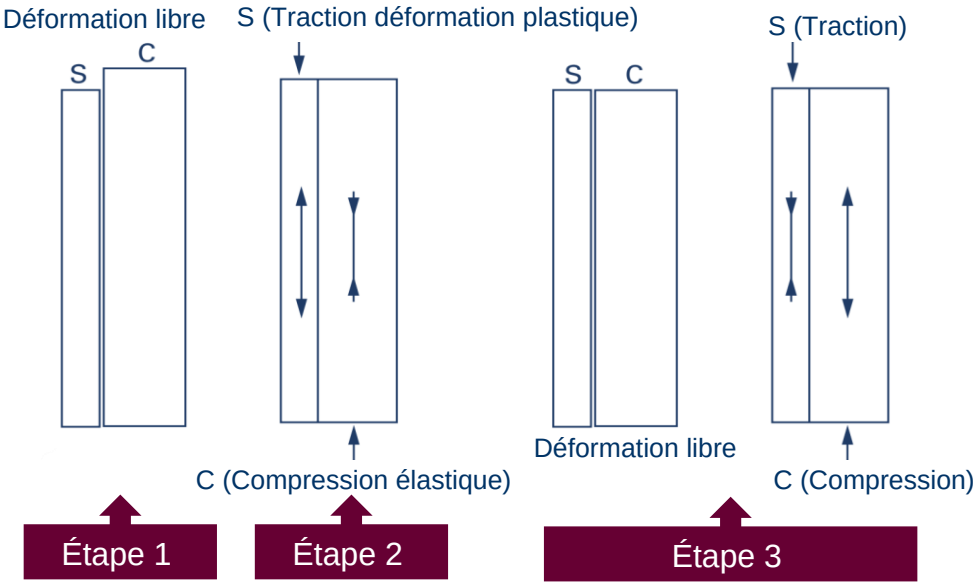


Figure 1.7 La génération des CR lors du refroidissement des aciers [37]

Le revenu est ensuite effectué en réchauffant les tôles jusqu'à environ 770 °C avec un maintien de 2 h. Enfin, elles sont refroidies à l'air calme. Le revenu pour cette application a comme objectif de minimiser les CR générées lors de la trempe [38].

La Figure 1.8 présente la gamme de fabrication et l'état de CR dans chaque étape de fabrication.

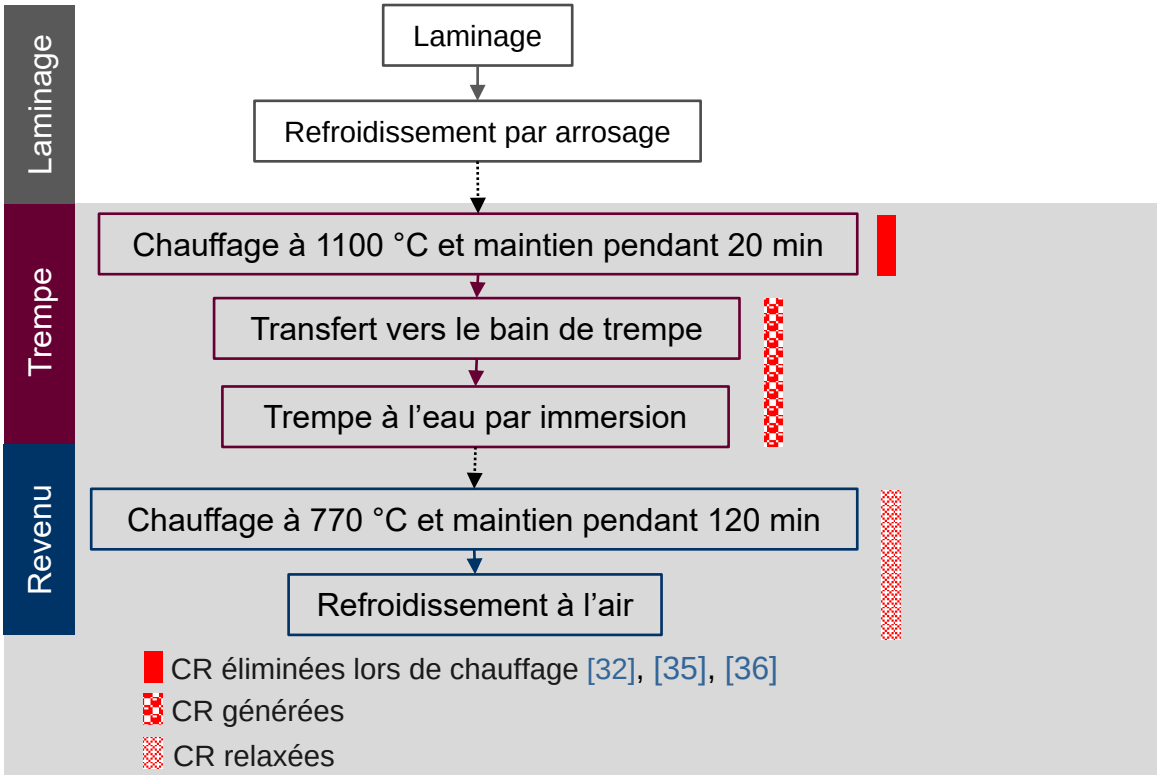


Figure 1.8 Gamme de fabrication des tôles fournies

D'après Wawszczak [39], Douthett [40] et Sassoulas [35], le chauffage de l'acier inoxydable austénitique 316L à une température de 1100 °C avec un maintien en température induit une diminution conséquente, voire une élimination complète des CR. Le Tableau 1.3 montre l'effet du traitement thermique sur les CR dans les aciers inoxydables austénitiques.

Tableau 1.3 Effets du traitement thermique des aciers inoxydables austénitiques [35]

Température de maintien [°C]	CR éliminées [%]	Remarques
950 à 1 050	95 à 100	Le traitement s'apparente à une hypertrempe, sauf en ce qui concerne le refroidissement
850 à 950	80 à 85	Permet la coalescence des carbures et une réhomogénéisation de la teneur en chrome
550 à 650	≈ 35	Améliore la stabilité dimensionnelle
200 à 400	5	Élimine essentiellement les pics de contrainte résiduelle

1.2.3. Stratégie de coupe des plaques issues des tôles mère

Des plaques de différentes tailles ont été coupées des deux tôles mères à disposition par le procédé de sciage. Les contraintes induites par ce procédé sont supposées négligeables et elles ne sont pas étudiées dans le cadre de ce travail de recherche. Toutes les plaques coupées ont été référencées avant la coupe par des chiffres et des lettres gravées sur la même face. L'orientation de l'écriture de chaque référence désigne l'orientation de la plaque dans la tôle. Le plan de coupe est présenté à l'Annexe A. Les géométries de coupe de ces plaques ne représentent pas les géométries des échantillons utilisés pour les essais. Néanmoins, ces géométries initiales représentent les plaque sources des échantillons principaux avant leurs préparations.

Les CR dans une plaque d'épaisseur uniforme sont supposées biaxiales si elles ne se trouvent pas près des bords [4]. Sur la base de cette hypothèse, la plupart des plaques utilisées pour les essais n'ont pas été prélevées au bord des tôles. Seules les plaques qui ont subi un nouveau traitement thermique (cf. Chapitre 4) ont été extraites du bord. La gestion de l'utilisation des plaques pour chaque expérience est présentée à l'Annexe A sous forme d'un code couleur. Toutes les expériences présentées dans ce chapitre ont été effectuées en utilisant des plaques extraites du centre de la première tôle. Ce choix était fait dans l'objectif d'assurer un profil de contraintes uniforme dans toutes les sections transversales des plaques.

1.3. Mesure de CR par la Méthode d'Enlèvement des Couches (MEC)

Plusieurs méthodes de mesure des CR ont été présentées au paragraphe 1.1.3. La MEC a été une des méthodes choisies pour cette étude. D'abord, celle-ci est bien adaptée aux mesures des CR dans des plaques où les CR sont supposées biaxiales (les échantillons sont loin des bords). De plus, cette méthode donne l'information sur la distorsion des échantillons pour plusieurs épaisseurs de matière enlevées. La flèche d_i (Figure 1.4) est adoptée comme un paramètre de distorsion.

Dans ce travail de recherche, l'enlèvement de la matière a été effectué par le procédé de fraisage. Il est supposé que les CR issues de l'usinage sont de second ordre par rapport aux contraintes générées par les procédés amont [28,41–43]. Cette hypothèse est vérifiée dans le deuxième chapitre en comparant les distorsions issues

par le procédé de fraisage avec celles issues par le procédé d'électroérosion. Sachant que l'électroérosion induit des faibles CR locales [21,22,44].

La littérature [41,43] indique que la MEC a beaucoup été appliquée en fixant les pièces sur des étaux lors de l'enlèvement de la matière [41,43]. Cependant, l'étau assure seulement un maintien radial de la pièce. En revanche, la pièce cherche à trouver son équilibre dans le sens transversal (lors de la perturbation de la distribution des CR). Par conséquent, des glissements non souhaités peuvent avoir lieu. Dans cette optique, des essais préliminaires ont été faits dans le but de vérifier le maintien de la pièce pendant l'enlèvement de la matière dans le cas où un étau aurait assuré le bridage de la plaque.

1.3.1. Essai préliminaire sur la mise en position des échantillons

L'objectif de cet essai préliminaire est de vérifier la capacité d'un étau à assurer un bon maintien lors des essais de la méthode des couches. L'échantillon a été cubé soigneusement par usinage avant cet essai préliminaire. Après cette préparation (cubage), cet échantillon mesure 200 mm de long, 45 mm de large et 20 mm d'épaisseur. L'Annexe A montre l'emplacement de la plaque source de cet échantillon. Un dispositif a été mis en place afin d'étudier le déplacement vertical de l'échantillon lors de l'usinage. Deux capteurs de mesure sans contact à courant de Foucault de type eddyNCDT3010 (Micro-Epsilon) ont été placés symétriquement au-dessous de l'échantillon comme le montre la Figure 1.9. Ces capteurs de déplacement ont été étalonnés pour l'utilisation sur l'acier 316L. Les résolutions statique et dynamique de ces capteurs sont égales respectivement à 0,2 µm et 2 µm.

Une machine-outil à commande numérique (CNC) a été employée pour cet essai. Le procédé de fraisage a été effectué sous lubrification extérieure. Une fraise SANDVIK (345-063C5-13H) de diamètre D_c égale à ∅ 63 mm a été utilisée. L'échantillon a été bridé en appliquant un couple maximal mesurable de 392 Nm (valeur maximale de couple avec les moyens disponibles) afin d'essayer d'empêcher tous les glissements possibles. L'usinage a été réalisé avec une profondeur de passe a_p de 0,5 mm, une vitesse de coupe V_c de 150 m/min et une avance par tour et par dent f_z de 0,05 mm/tr/dent. L'enlèvement des couches a été effectué de manière successive en effectuant 18 passes. L'échantillon après usinage mesure donc 11 mm d'épaisseur.

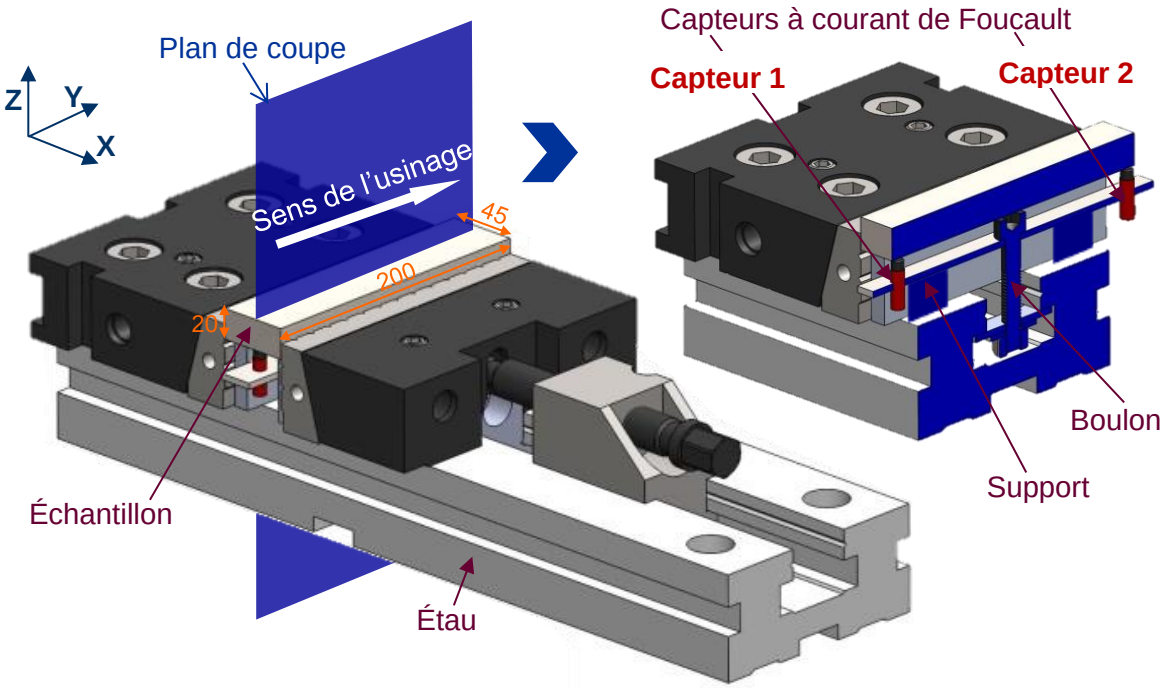


Figure 1.9 Dispositif des mesures des déplacements de l'échantillon lors de l'usinage

Les déplacements transversaux suivant l'axe Z dans les deux endroits de mesure ont été collectés après chaque passe d'usinage. Les résultats de ces déplacements sont présentés à la Figure 1.10.

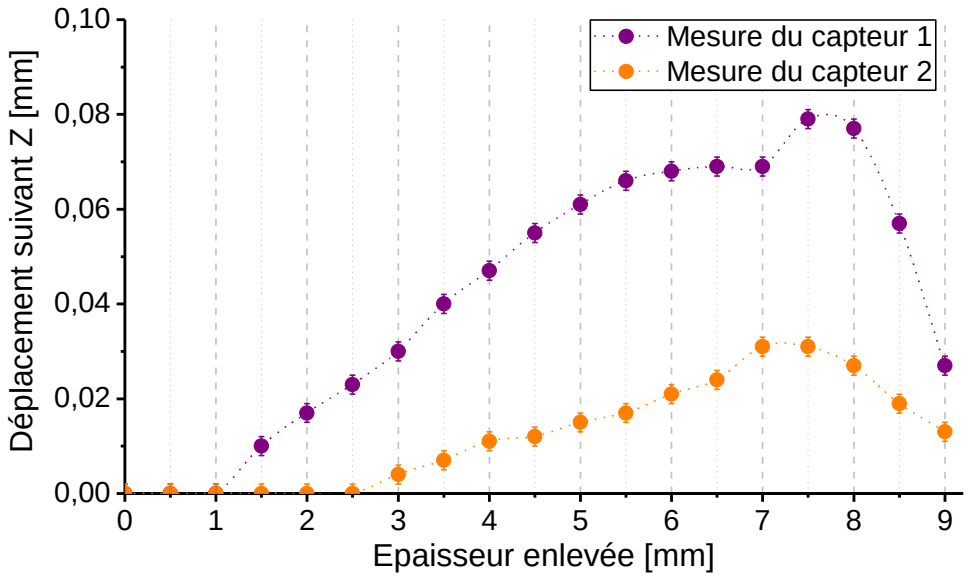


Figure 1.10 Résultat des mesures des déplacements dus aux glissements

Les déplacements mesurés par les capteurs 1 et 2 donnent une information sur l'évolution de glissement de l'échantillon dans deux zones distantes. À la vue des résultats présentés, la première observation est que le déplacement maximal est de 80 µm. La deuxième observation est que les déplacements mesurés par les deux capteurs ne sont pas symétriques. De plus, ces déplacements ont tendance à augmenter jusqu'à un seuil et puis décroître. L'asymétrie des déplacements peut être causée par le sens de l'usinage (l'engagement de l'outil de coupe). En revanche, la variation des déplacements peut être causée par l'effet de redistribution des CR lors de l'usinage quand la pièce cherche à trouver son nouvel équilibre. Ces glissements peuvent malheureusement modifier légèrement les profondeurs de passes réelles lors de l'enlèvement successif de la matière. Dès lors, ce phénomène est exprimé par l'effet de séquence.

Au regard de ces observations, il est évident que l'étau n'assure pas un bon maintien des échantillons lors de l'application de la méthode des couches. Dans cette optique, un montage de bridage a été conçu afin de garantir un maintien sûr. Ce montage a été conçu spécialement pour ces travaux de recherche. Bien que ce montage garantisse un bridage optimal, il possède d'autres avantages. L'étude mécanique et le fonctionnement de ce montage ont été développés et détaillés dans le Chapitre 2.

1.3.2. Démarche expérimentale de la MEC

Contrairement à plusieurs travaux de recherche, la MEC dans cette étude a été appliquée en utilisant plusieurs échantillons. Ce choix a été pris pour les précautions suivantes :

- Prévention ou minimisation de l'effet de séquence : en utilisant un seul échantillon, la distorsion est présente après chaque débridage (après l'enlèvement d'une couche de matière). Par conséquent, l'épaisseur de la couche qui suit n'est pas maitrisée. Des variations dans la profondeur de passe réelle au long de l'échantillon sont forcément présentes. Ce phénomène a été constaté dans la thèse de Richter-Trummer [17]. En revanche, en utilisant plusieurs échantillons, l'épaisseur enlevée de la matière est maitrisée pour chaque échantillon (l'échantillon est bridé pendant l'enlèvement des couches qui lui a été associé).

- Minimisation de l'effet des CR issues de l'usinage : tant que chaque échantillon est bridé lors de l'enlèvement des couches, les contraintes générées en usinage sont enlevées au fur et à mesure. En fait, elles sont localisées sur quelques dizaines de microns et l'épaisseur de chaque couche pour cet essai est égale à 1 mm. Ces CR subsistent donc qu'en usinant la dernière passe avant le débridage (dernière couche enlevée). En revanche, en utilisant un seul échantillon les contraintes générées par usinage sont cumulées après chaque débridage (chaque couche enlevée).

Dix échantillons ont été utilisés pour l'application de la MEC. Tous ces échantillons ont été cubés par usinage avant l'expérience. Après cette préparation (cubage), chaque échantillon mesure 200 mm de long, 99 mm de large et 20 mm d'épais. L'Annexe A montre l'emplacement des plaques sources de ces échantillons. À noter que les échantillons ont été référencés à la fois par un triangle qui indique le positionnement et par des lettres alphabétiques majuscules de « A » jusqu'au « J ». Un onzième échantillon avec la référence « J' » a été adopté pour effectuer un essai de répétabilité. L'épaisseur de chaque couche d'enlèvement de matière a été fixée à 1 mm. Les CR ont été déterminées jusqu'à la mi-épaisseur seulement en supposant que les contraintes sont symétriques à travers l'épaisseur.

Comme il est illustré à la Figure 1.11, le montage utilisé pour cette expérience applique des efforts verticaux sur la face principale de chaque échantillon. Ils empêchent donc les déplacements verticaux dus à la distorsion. L'inconvénient de ce montage est l'impossibilité d'usiner la surface principale complète. La solution pour obtenir une épaisseur uniforme après chaque débridage est de préparer les échantillons avant les essais en usinant des épaulements avec des hauteurs h variables. Les hauteurs h des épaulements ainsi que le nombre de couches de matière à enlever pour chaque échantillon sont montrés dans le Tableau 1.4. La démarche expérimentale employée pour les essais est détaillée à la Figure 1.12.

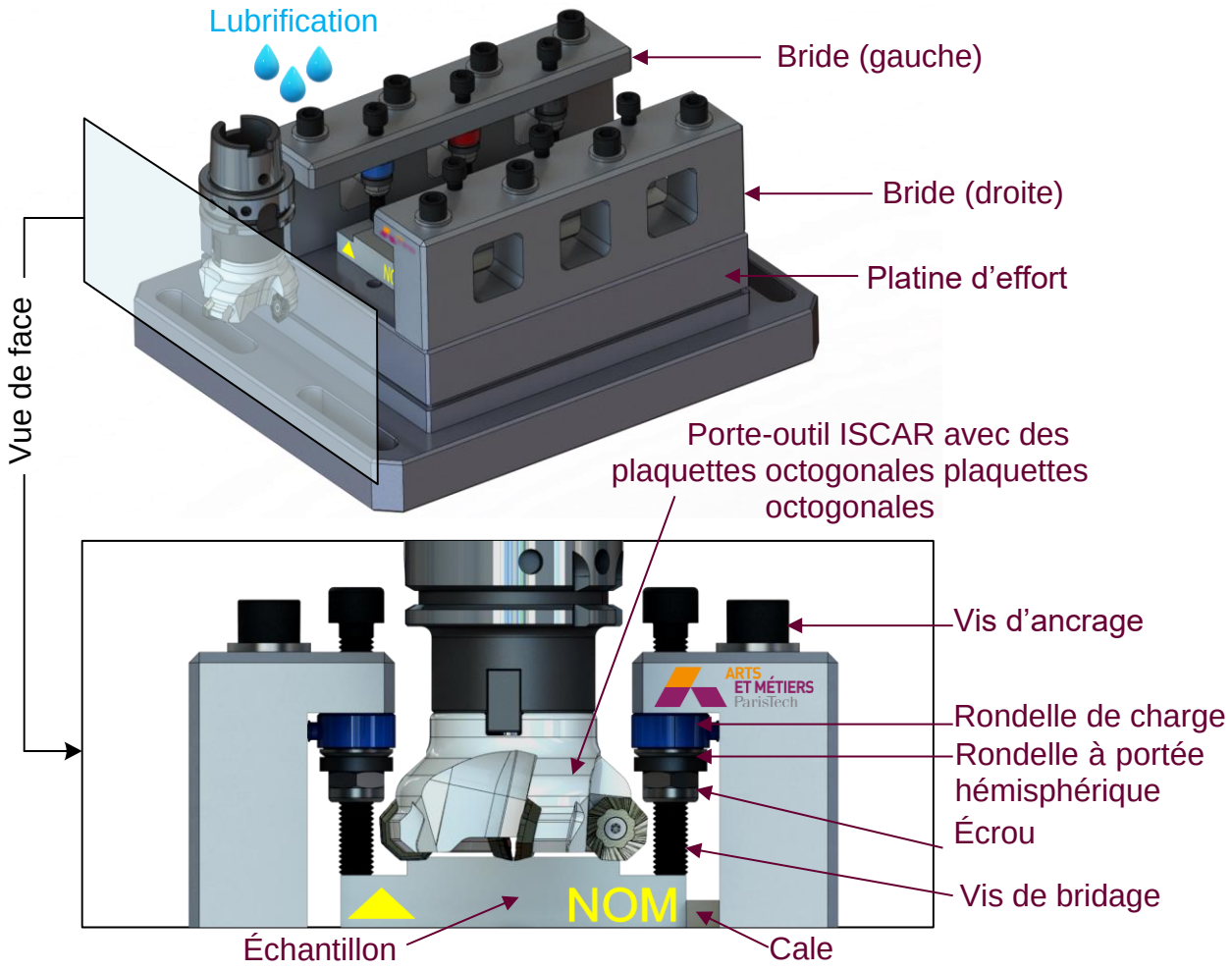
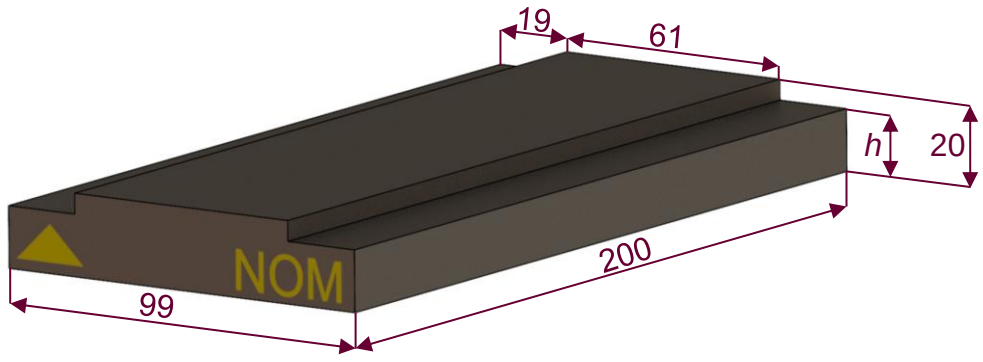


Figure 1.11 Montage de bridage instrumenté

Tableau 1.4 Données géométriques de chaque échantillon



NOM de l'échantillon	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J, J'
Hauteur des épaulements *h* [mm]	19	18	17	16	15	14	13	12	11	10
Nombre de couches à enlever *i*	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10

Les conditions de coupe et la stratégie d'usinage utilisées pour la préparation sont les mêmes pour tous les échantillons. Après cette préparation, les plaques ont été fixées de manière à assurer un contact parfait entre la face d'appui et la platine d'effort. L'effort de bridage appliqué sur chaque vis de fixation est égal à 10 ± 0,2 kN/vis. Une lubrification extérieure (8 % huile et 92 % eau) a été appliquée pendant tous les essais. Les paramètres d'usinage utilisés pour ces essais sont présentés au Tableau 1.5.

Tableau 1.5 Paramètres d'usinage

Paramètre	Valeur	Unité
V_c	130	[m/min]
f_Z	0,15	[mm/tr/dent]
a_p	1	[mm]
a_e	61	[mm]

Les essais d'usinage ont été effectuées en utilisant une Machine-Outil à Commande Numérique (MOCN) à 3 axes DMG DMC-65V. Une fraise à surfacer avec des plaquettes octogonales ont été utilisées pour les essais (ISCAR HOF D063-04-22-R07). Les plaquettes sont revêtues du revêtement PVD TiAlN (ISCAR OFCT 07T3 AETN 16 IC908). Cette nuance est adaptée à l'usinage de matériau réfractaire tel que l'acier inoxydable 316L. Les géométries du porte-outil, de la fraise et des plaquettes sont présentées à l'Annexe B.

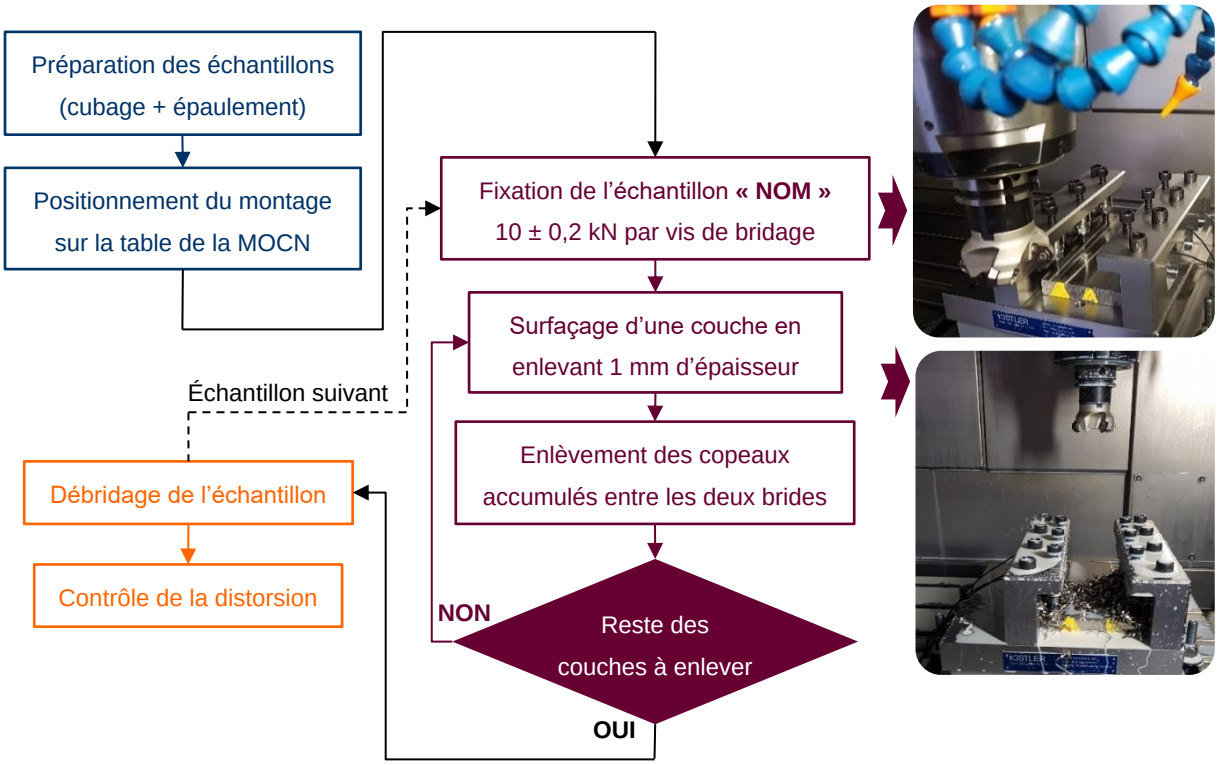


Figure 1.12 Démarche expérimentale de la MEC

Comme il est présenté à la Figure 1.12, la dernière étape de chaque essai est dédiée à contrôler les distorsions des échantillons après le débridage. Une Machine de Mesure Tridimensionnelle (MMT) DEA a été utilisée pour cartographier la surface supérieure (surface usinée) de chaque échantillon afin de mesurer le défaut de planéité et de déterminer la courbure. L'erreur maximale « Maximum Permissible Error » de la MMT (MPE) est égale à 2,1 µm. Les points de mesure sont espacés de 3 mm suivant les deux directions X et Y (1300 points). Tous les échantillons ont été positionnés isostatiquement sur la MMT de la même manière par l'intermédiaire de 3 appuis ponctuels sur la face du dessous et 3 appuis ponctuels sur les côtés (Figure 1.13).

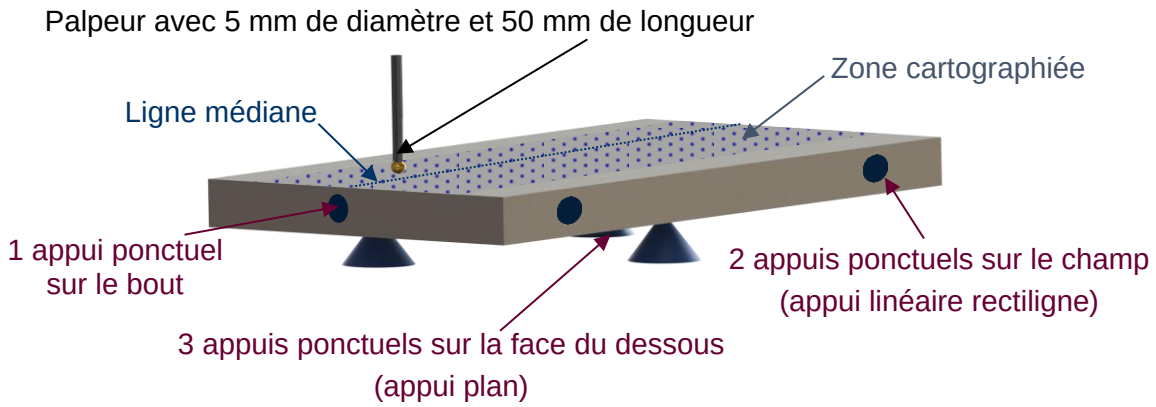


Figure 1.13 Positionnement et zone de palpage de chaque échantillon sur la MMT

1.3.3. Résultats des mesures de CR par la MEC

Les courbures des échantillons ont été déterminées d'après les mesures de défauts de planéités. Ces courbures ont été mesurées suivant l'axe Y et sur les lignes médianes des échantillons. Les points de mesure sur cette ligne de chaque échantillon sont présentés à la Figure 1.14.

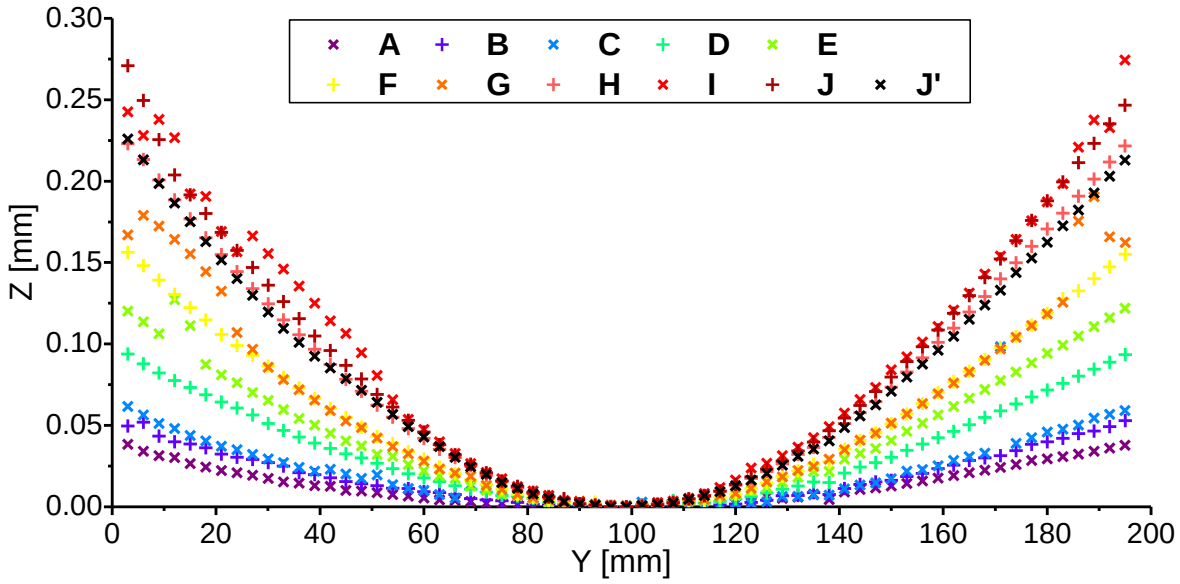


Figure 1.14 Courbure de la ligne médiane (Figure 1.13) de chaque échantillon

Par la suite, une régression circulaire a été effectuée afin de déterminer le rayon de courbure r_i (Figure 1.4) correspondant à chaque échantillon.

Les rayons obtenus sont présentés à la Figure 1.15. L'erreur absolue maximale de la régression circulaire est égale à 0,8 mm. Cette valeur est considérée négligeable comparant aux rayons déterminés (les rayons mesurent entre 17 et 118 m).

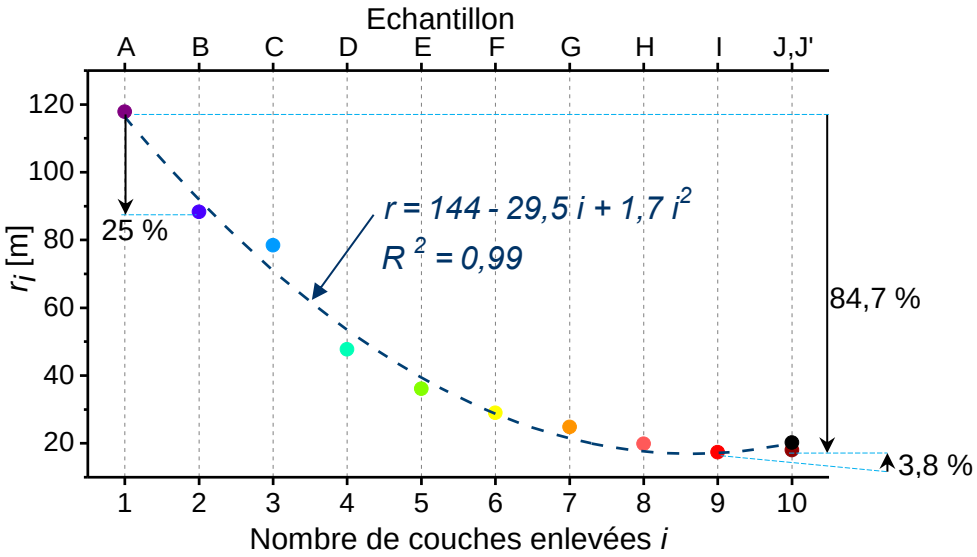


Figure 1.15 Rayon de courbure de chaque échantillon

La courbe qui définit l'évolution des rayons de courbure en fonction de nombre des couches enlevées a été lissée par un polynôme d'ordre 2.

La Figure 1.15 montre que la distorsion traduite par la variation du rayon de courbure est relativement importante en augmentant le nombre de couches enlevées. En effet, la diminution du rayon de courbure de l'échantillon A à l'échantillon J représente 84,7 %. La deuxième observation est que la variation de la distorsion est plus grande en enlevant des couches situées près de la surface par rapport à celles situées au coeur de l'échantillon. À titre d'exemple, la variation du rayon de courbure entre les échantillons A et B représente 25 %. En revanche, cette variation est égale seulement à 3,8 % entre les échantillons I et J. Ce phénomène est expliqué au troisième chapitre après la validation du modèle de distorsion.

Après avoir déterminé les rayons, les CR ont été calculées en appliquant un algorithme itératif basé sur l'équation Eq. (1.1). Le profil de CR à travers la mi-épaisseur est présenté à la Figure 1.16.

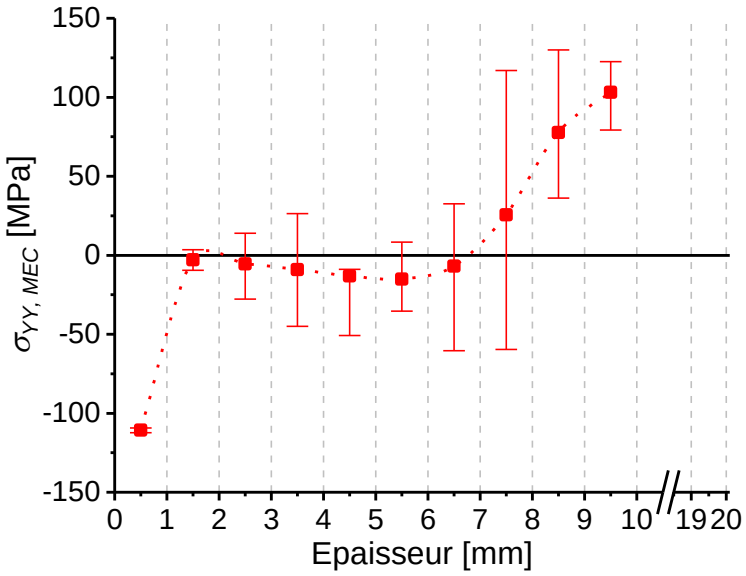


Figure 1.16 σ_{YY} déterminée par la MEC à travers la mi-épaisseur

Suite au choix d'une épaisseur de 1 mm pour chaque couche, chaque valeur de CR est moyennée sur cette valeur-là. Les mesures déterminées par la MEC montrent des contraintes de compression situées sur environ 2 mm en surface, un plateau de contraintes quasiment nul entre 2 et 6 mm de profondeur et des contraintes de traction situées à une profondeur d'environ 6 mm jusqu'au cœur. La contrainte de compression maximale en surface est égale à -110 MPa. La contrainte de traction maximale en cœur est égale à 103 MPa.

L'information sur les CR obtenue par la MEC est limitée puisque les mesures ont été faites sur la mi-épaisseur de l'échantillon seulement empêchant d'obtenir la répartition sur l'épaisseur totale. En revanche, les résultats de distorsion obtenus ont servi à valider le modèle de distorsion présenté au Chapitre 3.

1.4. Mesure des CR par la Méthode de Diffraction de Neutrons (MDN)

Dans l'objectif de vérifier la symétrie des CR par rapport au plan qui passe par la mi-épaisseur de l'échantillon et de valider les mesures obtenues par la MEC, des mesures de CR ont été effectuées en utilisant la MDN. Cette méthode non destructive a été choisie puisque les neutrons peuvent pénétrer dans des profondeurs d'environ 20 mm dans les aciers [24].

1.4.1. Démarche expérimentale de la MDN

L'échantillon utilisé pour l'analyse des CR par diffraction de neutrons mesure 150 mm de long et 150 mm de large. L'Annexe A montre l'emplacement de la plaque source de cet échantillon. Dans l'intention de respecter les mêmes conditions de l'essai de la méthode des couches, cet échantillon a été préparé en surfaçant par usinage les deux faces principales afin de diminuer l'épaisseur de 20 mm.

Les mesures par la MDN ont été effectuées sur le diffractomètre STRESS-SPEC à FRM II de l'université technologique de Munich (Allemagne). Le diffractomètre a été optimisé pour les mesures de déformation [45] et de texture [46].

Comme il est mentionné au paragraphe 1.2.3, les CR dans l'échantillon sont supposées biaxiales puisqu'il a été extrait loin des bords [4]. Sur la base de cette hypothèse, l'angle de référence de diffusion $2\theta_0$ a été déterminé lorsque la CR normale aux surfaces principales (σ_{ZZ}) est nulle. La valeur de cet angle a été fixée à 101,15 ± 0,02 °.

Le montage expérimental est présenté à la Figure 1.17. Les composantes σ_{XX}, σ_{YY} et σ_{ZZ} ont été mesurées. La position de l'échantillon a été donc modifiée en fonction de la direction du vecteur de diffraction souhaité (i.e., l'échantillon a été tourné suivant l'axe Z ou/et Y pour mesurer la contrainte désirée). De plus, et pour des raisons de précision et à cause de la dispersion de mesure, la contrainte σ_{ZZ} a été déterminée en mesurant les contraintes jusqu'à la moitié de l'épaisseur. Ensuite, l'échantillon a été tourné de 180 ° sur l'axe Y pour terminer les mesures sur l'autre moitié d'épaisseur de plaque.

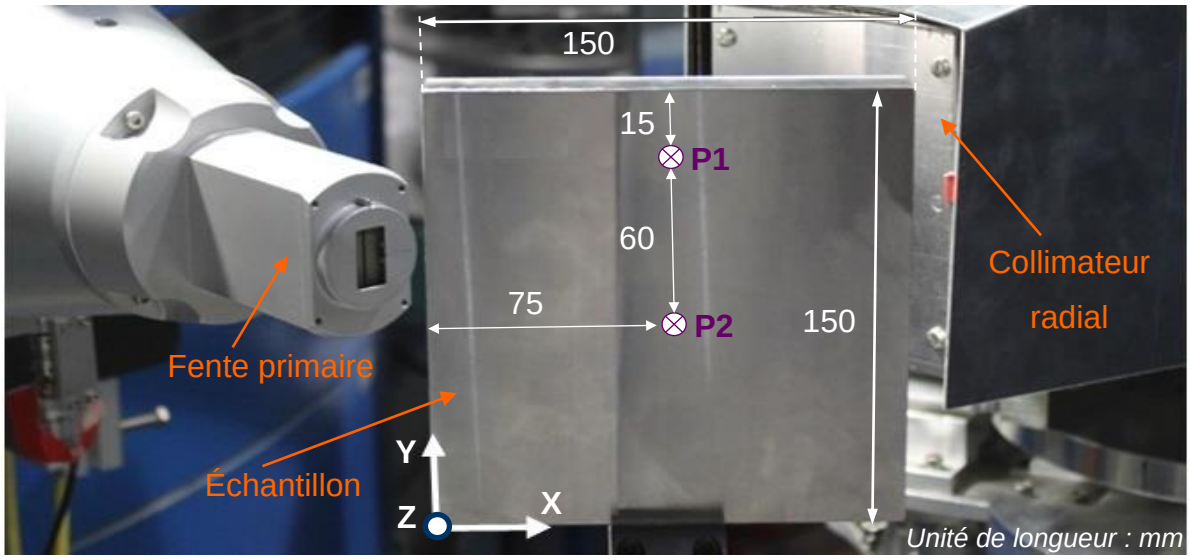


Figure 1.17 Montage de la MDN

L'angle de diffraction $2\theta_M$ du monochromateur en silicium Si (400) a été défini sur 75,90 ° afin de pouvoir avoir une longueur d'onde d'environ 1,67 Å. Au niveau du faisceau diffractant, une fente a été utilisée avec une fenêtre de 1 mm × 6 mm (largeur × hauteur). Au niveau du faisceau diffracté, un collimateur radial a été utilisé avec 2 mm comme diamètre. Ce choix définit ainsi un volume de référence de 1 (X) × 6 (Y) × 2 (Z) mm^3 induisant un temps de mesure de 3 minutes à chaque point pour la résolution spatiale requise. Les données de diffraction ont été recueillies avec un détecteur 3He PSD avec une résolution de 1 mm et des dimensions de 250 mm × 250 mm [47].

Dans l'objectif de vérifier si la CR à travers l'épaisseur est uniforme dans toute position de l'échantillon, deux profils de CR ont été effectués. La position de chacun d'eux est montrée à la Figure 1.17 par P1 et P2.

1.4.2. Résultats des mesures des CR par la MDN et comparaison avec la MEC

Les CR déterminées par la MDN ont été obtenues après avoir calculé les déformations élastiques induites des diffractogrammes récoltés après chaque mesure. Les CR ont été déterminées en s'articulant sur les équations détaillées au paragraphe 1.1.3. La Figure 1.18 montre la distribution des CR à travers l'épaisseur suivant les directions X et Y. Les mesures qui correspondent au profil P1 sont

représentées par $\sigma_{XX,\ MDN,\ P1}$ et $\sigma_{YY,\ MDN,\ P1}$. En revanche, les mesures associées au profil P2 sont représentées par $\sigma_{XX,\ MDN,\ P2}$ et $\sigma_{YY,\ MDN,\ P2}$.

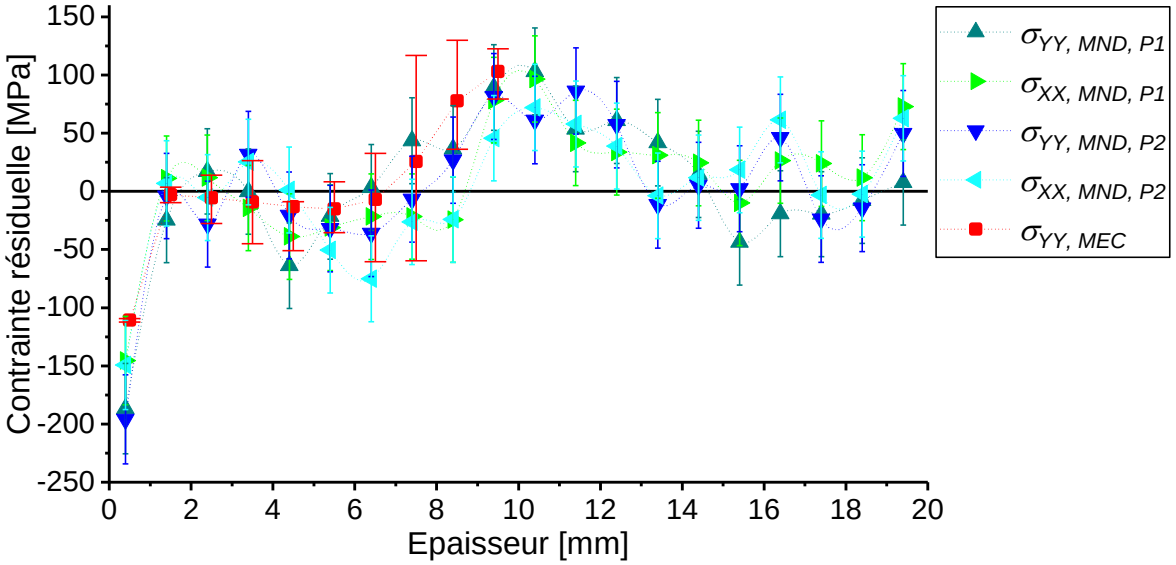


Figure 1.18 Distribution des CR déterminé par la MDN et par la MEC, à travers l'épaisseur de la plaque

En s'appuyant sur Wawszczak [39] qui a étudié la distribution des CR dans le 316L et d'après les travaux de recherche de Cerutti [16] et Richter-Trummer [17], la distribution des CR suivant la direction de laminage et la direction transversale est sensée être différente dans les plaques issues de laminage. Néanmoins, la Figure 1.18 montre que les CR dans les deux directions X et Y suivent la même évolution. Cette observation justifie l'élimination des CR introduites par le procédé de laminage lors du traitement thermique. Ainsi, l'hypothèse formulée au paragraphe 1.2.2 est validée. La deuxième observation est que l'évolution des CR est équivalente pour les deux profils mesurés. Cette constatation montre que la distribution des CR à travers l'épaisseur est uniforme dans toute position de l'échantillon.

D'après la Figure 1.18, les résultats de mesures obtenues par la MEC ($\sigma_{YY,\ MEC}$) et la MDN ($\sigma_{YY,\ MDN}$) ont montré une bonne corrélation entre eux. Au vu de ces résultats, la distribution des CR dans le matériau est confirmée.

Les mesures par la MDN ont montré une distribution des CR qui n'est pas symétrique par rapport au plan qui passe par la mi-épaisseur de l'échantillon. Cette observation conduit à poser des hypothèses (la tôle n'a pas été refroidie d'une manière

uniforme entre les deux faces principales, relaxation asymétrique des contraintes durant 40 ans de stockage, l'enlèvement de 1 mm d'épaisseur lors de la préparation des échantillons n'a pas été fait d'une manière symétrique). Afin de trancher sur l'une de ces hypothèses, des mesures supplémentaires de CR ont été effectuées par la MDRX sur une plaque brute (sans préparation) d'épaisseur de 21 mm.

1.5. Mesure des CR par la Méthode de Diffraction des Rayons X (MDRX) sur une plaque brute

Les mesures de CR par la MDRX ont été effectuées au laboratoire d'étude des microstructures et de mécanique des matériaux LEM3 UMR CNRS du centre de Metz d'Arts et Métiers ParisTech. La plaque utilisée pour l'essai mesure 300 mm de long, 150 mm de large et 21 mm d'épais. L'Annexe A montre l'emplacement de cette plaque dans la tôle mère. Les surfaces principales (i.e., les surfaces les plus larges) de cette plaque n'ont pas été préparées afin d'éviter d'introduire de nouvelles CR ou de relâcher celles qui sont existantes. Comme illustré à la Figure 1.19, les CR ont été mesurées au centre de la plaque sur une profondeur totale d'environ 1,5 mm à partir des deux surfaces principales (deux profils de CR ont été déterminés).

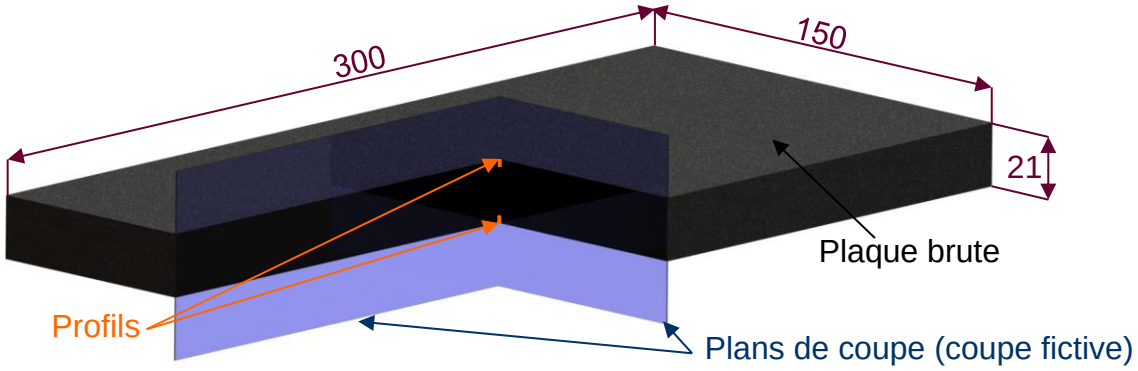


Figure 1.19 Les endroits de profils de CR dans la plaque brute

Dans l'objectif de mesurer les CR sur la profondeur souhaitée (1,5 mm), un enlèvement de matière local a été réalisé progressivement. Cela a été effectué, car la pénétration des rayons X dans le matériau ne peut pas dépasser quelques microns. L'enlèvement progressif de la matière a été réalisé par usinage électrochimique afin de ne pas introduire de nouvelles CR. Des mesures régulières de l'épaisseur enlevées ont été faites afin de déterminer la profondeur exacte de chaque mesure.

Les CR ont été mesurées dans les directions X et Y. Elles ont été calculées de la même manière que la MDN en s'articulant sur les équations détaillées au paragraphe 1.1.3.

Les résultats de mesures ont été présentés dans le même graphique afin de vérifier la symétrie des deux distributions (i.e., les distributions des parties inférieure et supérieure de la plaque). Les CR mesurées par la MDRX suivant l'axe Y et X sont toutes représentées par $\sigma_{YY,\ MDRX}$ et $\sigma_{XX,\ MDRX}$ à la Figure 1.20.

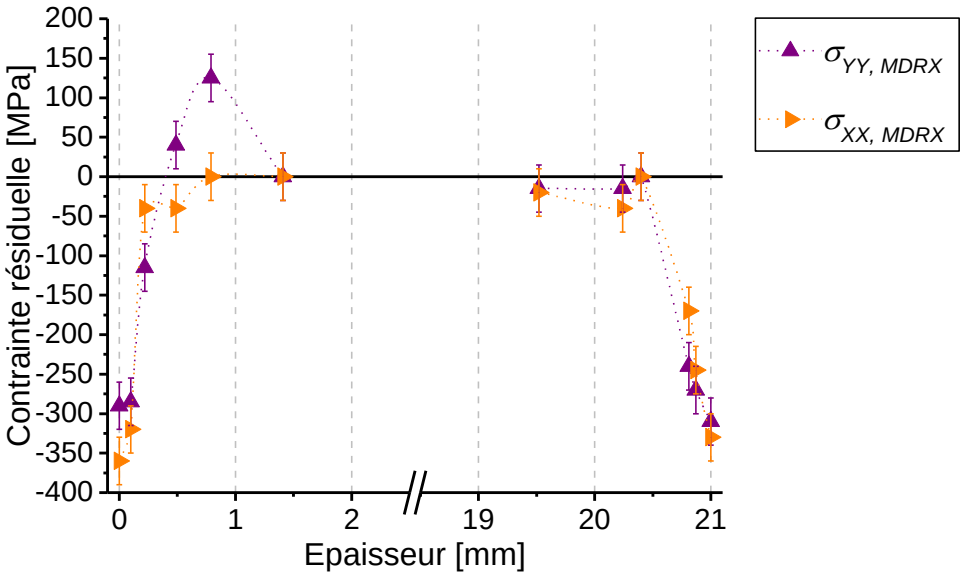


Figure 1.20 Distribution des CR déterminé par la MDRX

En définitive, d'après les résultats obtenus par la MDRX, les profils de CR sur 1,5 mm en dessous de la surface sont quasiment symétriques à travers l'épaisseur. Une autre observation peut être tirée également, est que les CR de compression se trouvent sur environ 0,5 mm des deux surfaces.

Ces observations prouvent que la préparation des échantillons dans les deux premières analyses (MEC et MDN) en enlevant 1 mm de matière depuis les deux faces principales a perturbé la distribution symétrique des CR. En effet, il n'est pratiquement guère possible d'enlever 0,5 mm de chaque face. Ceci est visible à la Figure 1.18 où les CR mesurées par DN ne sont pas symétriques.

1.6. Conclusion

En définitive, les mesures des CR permettent de définir leur distribution dans la matière. Plusieurs méthodes de mesures ont été utilisées pour déterminer les CR dans la matière fournie.

Dans un premier temps, le maintien des plaques lors des essais d'usinage a été étudié. Les résultats ont montré qu'un étau ne peut pas garantir un bridage sans glissement. De ce fait, un montage de bridage instrumenté a été conçu spécialement pour ces travaux de recherche. D'une part, ce montage assure un bridage optimal. D'autre part, il donne des informations complémentaires en liaison avec la distorsion. Une étude approfondie de ce montage est présentée dans le chapitre suivant.

Dans un deuxième temps, deux types de mesures des CR ont été réalisées sur des échantillons préparés par usinage. Les premières mesures ont été effectuées sur la mi-épaisseur en employant la MEC. Les deuxièmes mesures ont été accomplies par la MDN sur l'épaisseur entière. Les résultats des deux méthodes ont montré une bonne concordance.

D'après les mesures effectuées par la MDN, la distribution de contrainte est asymétrique à travers l'épaisseur. Afin d'expliquer ceci, des mesures supplémentaires de CR ont été effectuées sur une plaque brute (sans préparation) en utilisant la MDRX. La conclusion est que l'asymétrie de la distribution de CR est due probablement à la préparation en surfaçant les faces principales des échantillons.

En s'appuyant sur ces résultats, la distribution des CR dans la matière est déterminée. Un champ de contrainte numérique est déterminé en s'articulant sur les résultats de ces mesures afin de l'introduire dans le modèle de distorsion. Ce modèle numérique est détaillé au Chapitre 3. Les distorsions obtenues lors des essais (avec les différentes conditions d'usinage) de la MEC ont servi à valider ce modèle numérique.

Chapitre 2. Méthodologie expérimentale d'étude des distorsions

Sommaire

2.1. État de l'art sur les facteurs influents la distorsion engendrée par usinage 39

2.2. Réalisation d'un montage de bridage instrumenté 40

2.2.1. État de l'art sur les dispositifs de bridage instrumenté 40

2.2.2. Étude mécanique du montage instrumenté 40

2.2.3. Dispositif de mesure des efforts de coupe et de bridage instantanés 48

2.3. Mesure des déformations après l'usinage par fraisage et électroérosion 50

2.3.1. Démarche expérimentale 50

2.3.2. Résultats des mesures de distorsions 51

2.4. Influence de la stratégie d'usinage et de bridage sur la distorsion (rainurage) 54

2.4.1. Démarche expérimentale (rainurage) 54

2.4.2. Résultats des mesures de distorsions (rainurage) 59

2.5. Efforts de bridage instantanés pendant l'usinage 63

2.5.1. Résultats des mesures d'efforts de bridage (MEC) 63

2.5.2. Résultats des mesures des efforts de bridage (rainurage) 68

2.6. Conclusion 69

La distorsion induite par usinage est influencée par plusieurs facteurs. D'une part, elle dépend de la redistribution des contraintes résiduelles (CR) internes lors de l'enlèvement de la matière. D'autre part, la distorsion résulte de facteurs externes comme les stratégies d'usinage, les conditions de coupe et le bridage

Il est prévu au cours de ce deuxième chapitre (Figure 2.1) d'étudier expérimentalement ces facteurs. Pour ce faire, une méthodologie expérimentale a été développée et appliquée afin de mieux comprendre les phénomènes induisant des distorsions.

Dans un premier temps, une nouvelle approche a été adoptée en mettant en place un dispositif d'usinage instrumenté. Le but de ce montage est d'étudier le comportement en temps réel des pièces lors de l'enlèvement de la matière.

Dans un second temps, la distorsion a été étudiée à l'aide du montage sur des plaques surfacées par fraisage. Dans ce cas, les données expérimentales de la MEC ont été utilisées. Ensuite, la distorsion a été étudiée sur des plaques rainurées pour différentes stratégies d'usinage et de bridage.

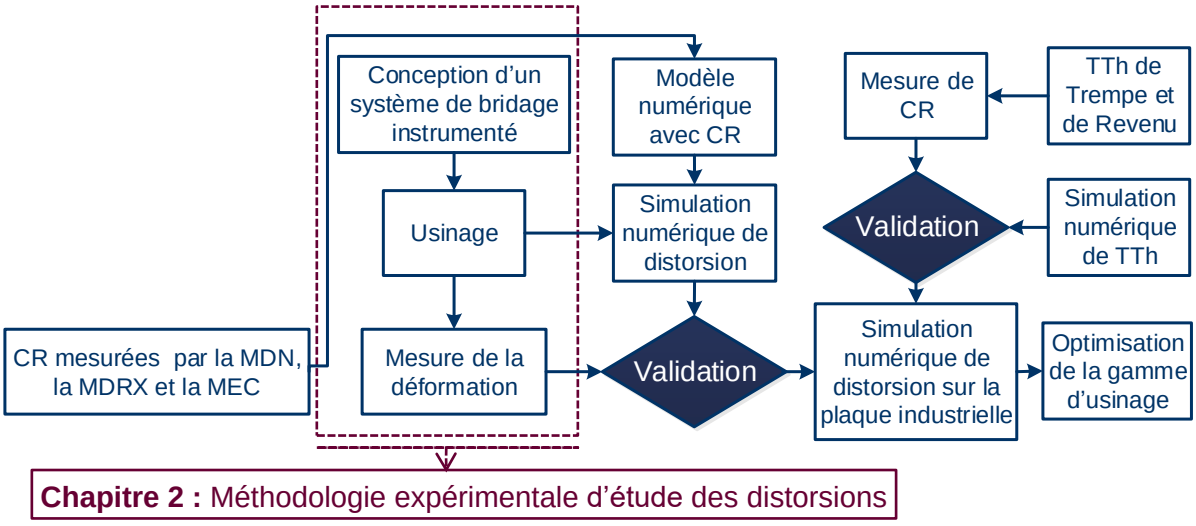


Figure 2.1 Démarche générale de la thèse

2.1. État de l'art sur les facteurs influents la distorsion engendrée par usinage

De nombreux facteurs peuvent influencer la distorsion issue de l'usinage. À titre d'exemple, l'effet de la stratégie d'usinage sur la distorsion a été étudié par Cerutti [16] et Hassini [48]. Ils ont observé que la stratégie d'usinage n'affecte que les dimensions et non la distorsion globale. Ils ont étudié également l'effet de la position de la pièce finie dans la pièce brute (l'offset) sur la distorsion. Ils ont remarqué que ce facteur possède un effet considérable sur la distorsion globale.

L'influence des paramètres d'usinage a été analysée par Hassini [48]. Ce dernier a observé que la distorsion globale est importante dans le cas où l'engagement radial de l'outil de coupe (a_e) est élevé. Hassini [48] a remarqué aussi que la distorsion globale est minime pour des profondeurs de passe (a_p) importantes.

D'après Liangbao [49], le taux de matière enlevé par rapport à la pièce globale est un facteur considérablement influant sur la distorsion. Ces travaux de recherche ont permis d'observer qu'il existe une valeur critique de taux d'enlèvement de 60 % de matière au-delà de laquelle la distorsion se stabilise.

Cerutti [16] et Hassini [48] ont analysé l'influence du nombre de brides sur la distorsion. Ils ont constaté que le nombre de brides est un facteur non déterminant sur la distorsion globale. Cependant, ils ont conclu qu'en augmentant le nombre de brides, les côtes peuvent être plus respectées. Mannan et Sollie [50] ont étudié l'influence de l'effort de bridage. Ils ont estimé que la distorsion peut être minimisée en optimisant l'emplacement et la valeur des forces de serrage. Dans ce contexte, Rai et Xirouchakis [51,52] ont analysé le comportement de la pièce lors du fraisage en considérant l'influence du serrage et les chargements thermomécaniques. Ils ont constaté que la configuration de serrage en utilisant un serrage avec des forces verticales (comme le cas d'une bride droite étagée de serrage) est plus stable que celui avec des forces latérales (comme le cas d'un étau par exemple). Wu et Chan [53] ont étudié également la stabilité de bridage en mettant en œuvre un modèle de fixation cinématique qui prend en compte les mouvements de la pièce et la force de serrage. D'après ces travaux de recherche, le bridage est un facteur déterminant sur la distorsion. De ce fait, et comme indiqué au Chapitre 1, un montage de bridage instrumenté a été conçu spécialement pour ce travail de recherche. Bien que ce montage assure un maintien

efficace des pièces lors de l'usinage, il permet aussi d'enregistrer les efforts de bridage instantanés à plusieurs endroits pendant l'opération d'usinage.

2.2. Réalisation d'un montage de bridage instrumenté

2.2.1. État de l'art sur les dispositifs de bridage instrumenté

Il existe peu de contribution scientifique sur le contrôle de l'effort de bridage lors de l'usinage. Mannan et Sollie [50] ont proposé un système de serrage contrôlé dans le but de minimiser les déformations d'une pièce au cours d'une opération d'usinage. Un dispositif intelligent à base d'une bride à commande électromécanique a été conçu et fabriqué. Les résultats de leurs essais ont montré que ce système est capable de contrôler la force de serrage avec une précision de 1 N sur une plage de 700 N avec un temps de réponse de 200 ms. Ils ont considéré également que la distorsion peut être minimisée en optimisant l'emplacement et la valeur des forces de serrage. La maitrise du serrage et le maintien des pièces est donc une perspective importante pour minimiser les problèmes de distorsions [54–56].

2.2.2. Étude mécanique du montage instrumenté

La problématique principale définie avant de concevoir ce montage est de garantir un maintien efficace des pièces à usiner, tout en permettant de mesurer les efforts de coupe et de bridage instantanés. Des rondelles de charge et une platine d'effort ont été fixées comme des composantes de base de ce montage. La conception de ce dernier a été réalisé en respectant les exigences et les contraintes suivantes :

- Les dimensions des échantillons à usiner ;
- La géométrie des rondelles de charge et de la platine (l'espacement entre les trous de la platine…) ;
- Les composants nécessaires pour assurer un maintien isostatique ;
- La géométrie de l'outil de coupe (porte-outil et plaquettes) ;
- Les profondeurs de passe axiale et radiale maximales ;
- Le désengagement des câbles lors de l'opération d'usinage ;
- La hauteur maximale du montage ;

Comme illustré à la Figure 1.11 (cf. Chapitre 1), le montage instrumenté contient deux brides symétriques en acier non allié C48. Ces dernières sont fixées à une platine d'efforts par l'intermédiaire de huit vis d'ancrage (CHC M12-90 de longueur filetée

égale à 36 mm et de classe 12.9). Le dispositif intègre six rondelles de charge afin de permettre la mesure des efforts de bridage à plusieurs endroits. La fixation de l'échantillon est assurée par six vis de bridage (CHC M10-70 filetées tout du long et de classe 12.9) réparties symétriquement par rapport au sens de l'usinage. La liaison mécanique entre chacune de ces vis et la bride est pivot glissante. La transmission de l'effort de bridage vers les rondelles de charges a été réalisée par l'intermédiaire d'écrous et des rondelles à portée sphérique. Ces rondelles ont été utilisées afin de garantir un effort de bridage perpendiculaire aux rondelles de charge. Après les études de dimensionnement, le dessin d'ensemble du montage ainsi que le dessin de définition des brides ont été élaborés (cf. Annexe C).

Ces études ont été basées sur le comportement des deux brides. Trois étapes principales de sollicitation ont été identifiées. (Figure 2.2) :

- Étape 1 : fixation des brides sur la platine : au cours de cette étape, chaque bride est sollicitée en compression par les quatre vis d'ancrage (Figure 2.2.a).
- Étape 2 : bridage de l'échantillon à usiner : pendant cette phase, chaque bride est sollicitée en torsion et en flexion (Figure 2.2.b).
- Étape 3 : usinage de l'échantillon : au cours de cette phase, les efforts de coupe ainsi que les efforts dues à la distorsion de l'échantillon lors de l'enlèvement de la matière entrent en jeu et constituent en conséquence une sollicitation complexe dans les brides (Figure 2.2.c).

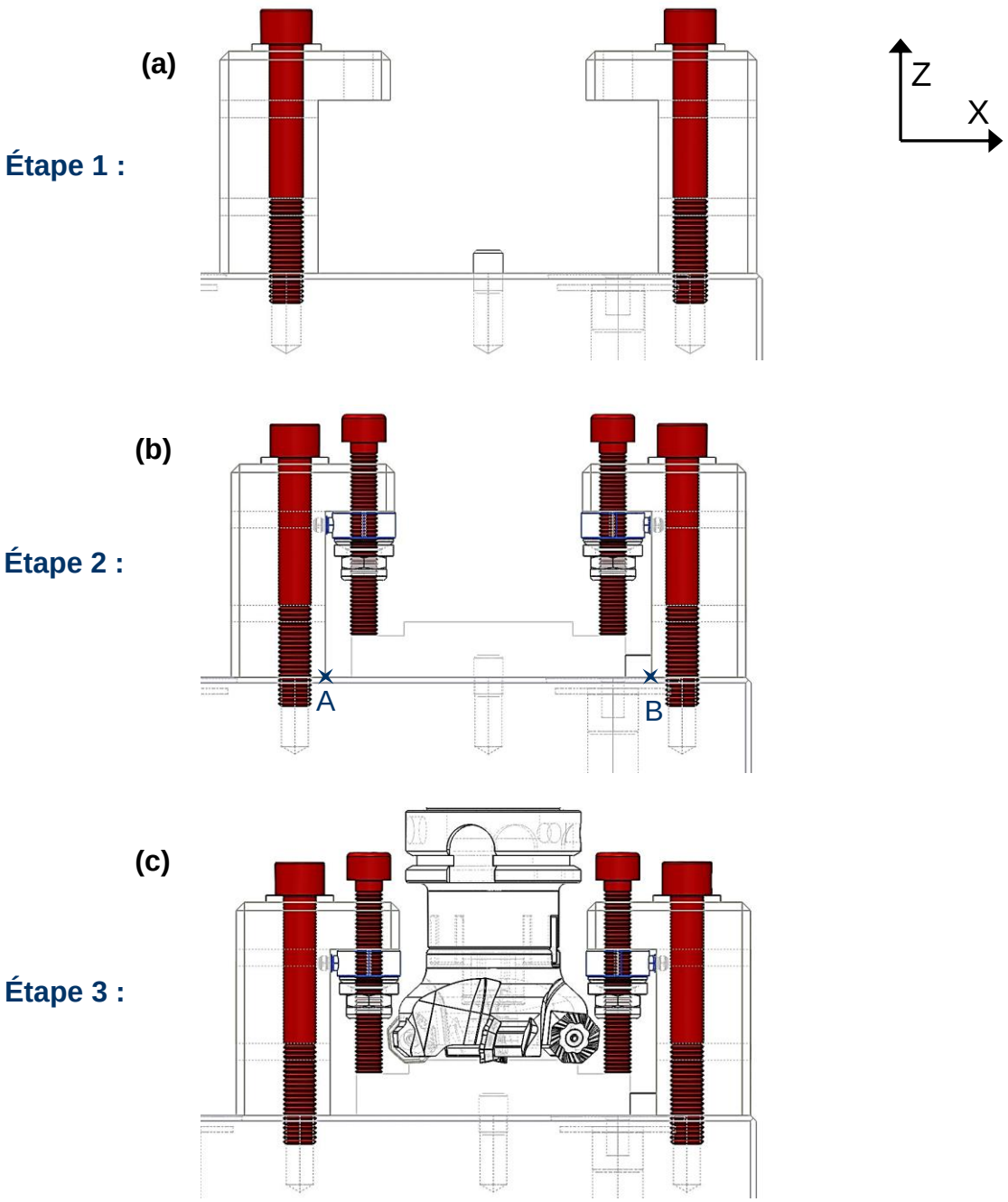


Figure 2.2 Procédure de bridage, (a) fixation des brides sur la platine, (b) bridage de l'échantillon à usiner, (c) usinage de l'échantillon

L'étude mécanique du montage durant son fonctionnement a été effectué analytiquement et numériquement.

- Étude analytique du montage :

Dans un premier temps, l'objectif est de déterminer l'effort nécessaire d'ancrage afin d'assurer le non-décollement des brides aux points A et B (Figure 2.2.b). L'effort de bridage est supposé inférieur à 22 kN/vis (chaque bride comporte trois vis de

bridage → 66 kN/bride). Après une analyse statique dans le plan (XZ), l'effort équivalent d'ancrage doit être supérieur à 84 kN/bride. Il a été décidé d'appliquer une force d'ancrage identique sur les quatre vis (chaque bride comporte quatre vis d'ancrage) même si la répartition de charge n'est pas similaire sur les vis. L'effort dans chaque vis d'ancrage doit donc être d'environ 21 kN/vis. Le couple de serrage minimal peut être calculé par l'Eq. (2.1) donnée par la norme NF E25-030-2 [57].

$$T_{min} = F_{min}\left(\frac{P}{2\pi} + \mu\,(0{,}577\,d_2 + r_m)\right) \tag{2.1}$$

Avec :

T_{min} : Le couple de serrage minimal ;

F_{min} = 21000 N : Précharge requise minimale ;

P = 1,75 mm : Pas du filetage ;

μ = 0,075 : Coefficient de frottement global de la fixation ;

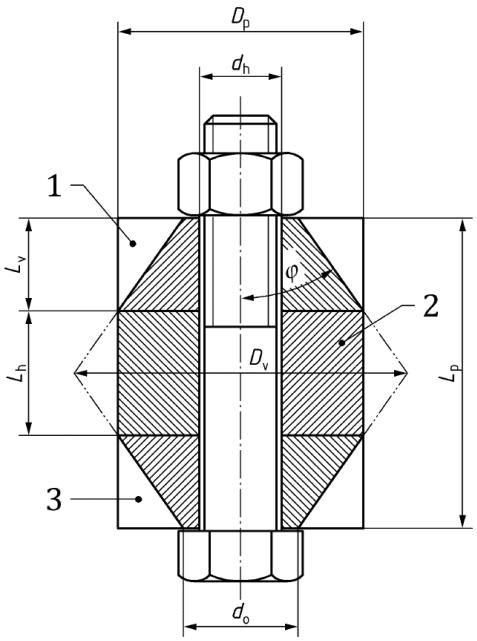
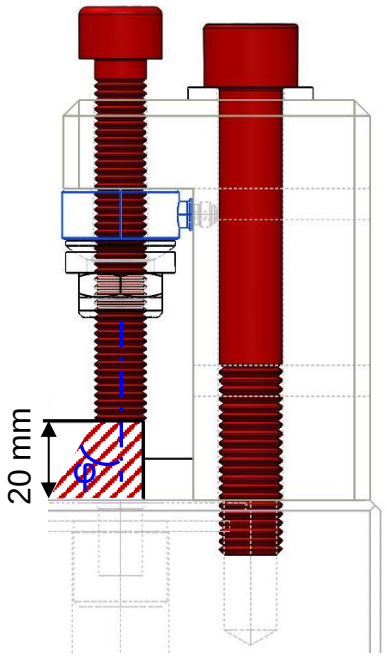
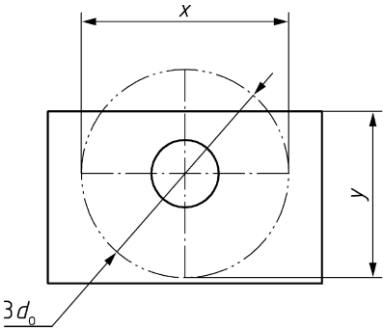
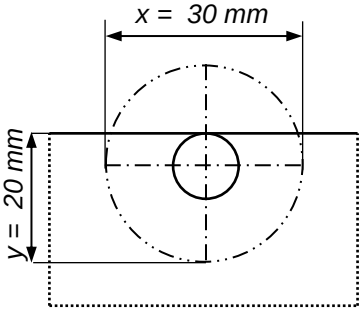
d_2 = 10 ,86 mm : Diamètre à flanc de filet de la vis ;

r_m = 7,62 mm : Rayon moyen d'appui sous tête ;

D'après les calculs, le couple minimal de serrage appliqué pour chaque vis d'ancrage est égal à 27,7 N.m. Le couple mesurable par la clé dynamométrique numérique à disposition vaut 30 N.m. De ce fait, cette valeur de couple a été choisie pour fixer les deux brides à la platine pour tous les essais. En fait, il représente une augmentation de 8,3 % par rapport au couple minimal calculé. En conséquence, ce couple assure le non-décollement des deux brides lors du fonctionnement pour un effort de bridage qui peut atteindre 22 kN/vis.

Dans un deuxième temps, l'objectif consiste à déterminer la zone de déformation en compression dans l'échantillon à usiner. Cela permet de vérifier que la zone sollicitée n'interfère pas avec la zone usinée. D'après la norme NF E 25-030-2 [57], cette zone est représentée par des cônes de compression. La configuration équivalente donnée par la norme en comparaison avec celle du montage instrumenté est présentée au Tableau 2.1.

Tableau 2.1 Configuration donnée par la norme NF E 25-030-2 [57] en comparaison avec celle du montage

Configuration donnée par la norme dans le cas d'un montage avec vis et écrou	Configuration du montage instrumenté (la platine est supposée infiniment rigide)
 Légende : 1, 2, et 3 pièces serrées L_v : Hauteur de la zone de compression conique des pièces serrées L_p : Somme des longueurs serrées d_0 : Diamètre d'appui extérieur φ : Angle du cône de compression	 ➔ *$L_v = L_p$ = 20 mm (épaisseur maximale)* ➔ *d_0 = 9 mm (les bouts des vis M10 ont été surfacés afin d'assurer un contact plan)*
 D_p : Diamètre extérieur équivalent des pièces serrées ($D_p = \frac{x+y}{2}$)	 *D_p = 25 mm*

D'après la norme NF E 25-030-2 [57], l'angle du compression φ pour un montage vis-écrou est donné par l'Eq. (2.2).

$$\varphi = \tan^{-1}\left(0{,}362 + 0{,}032 \times \ln\left(\frac{L_p}{d_0}\right) + 0{,}153 \times \ln\left(\frac{D_p}{d_0}\right)\right) \quad (2.2)$$

Le calcul de l'angle du cône de compression donne une valeur de 28,5 ± 3 °. Une erreur de 10 % a été approximée sur cet angle, car la norme ne tient pas compte de l'appui plan défini par l'échantillon et la platine. La Figure 2.3 montre la zone de compression induite par le bridage.

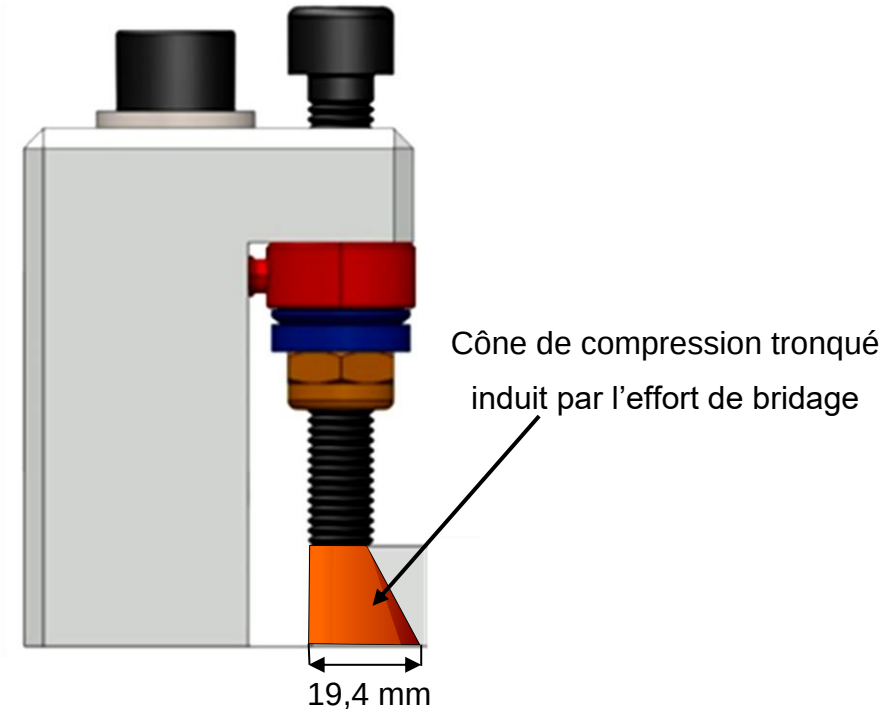


Figure 2.3 Zone de compression engendrée par l'effort de bridage des vis

D'après les résultats, la compression peut être projetée sur une distance maximale égale à 19,4 mm et donc cette zone est éloignée de la partie usinée pour tous les essais

- Étude numérique du montage :

L'objectif de cette étude numérique consiste à prédire les déplacements maximaux du montage pendant son fonctionnement. Une simulation a été donc réalisée dans le but d'analyser la rigidité des brides. Pour ce faire, une bride a été isolée afin de simplifier la simulation (i.e. les interactions dans le montage ne sont pas prises en

compte). L'effort de bridage appliqué est égal à 22 kN/vis. Ce chargement a été adopté en adoptant l'hypothèse que la force de bridage par vis ne le dépasse jamais. La simulation numérique de l'étude mécanique de la bride a été effectuée en utilisant le logiciel Abaqus © 6.14-5. En s'appuyant sur les résultats du calcul analytique (i.e., la bride ne décolle pas de la platine), les nœuds en contact entre la platine et les têtes des vis d'ancrage sont supposés bloqués. L'effort généré par chaque vis de bridage (fixé à 22 kN/vis) est appliqué sous forme d'une pression de 70,73 MPa sur la surface d'appui de chaque rondelle de charge. La Figure 2.4 illustre toutes ces conditions aux limites.

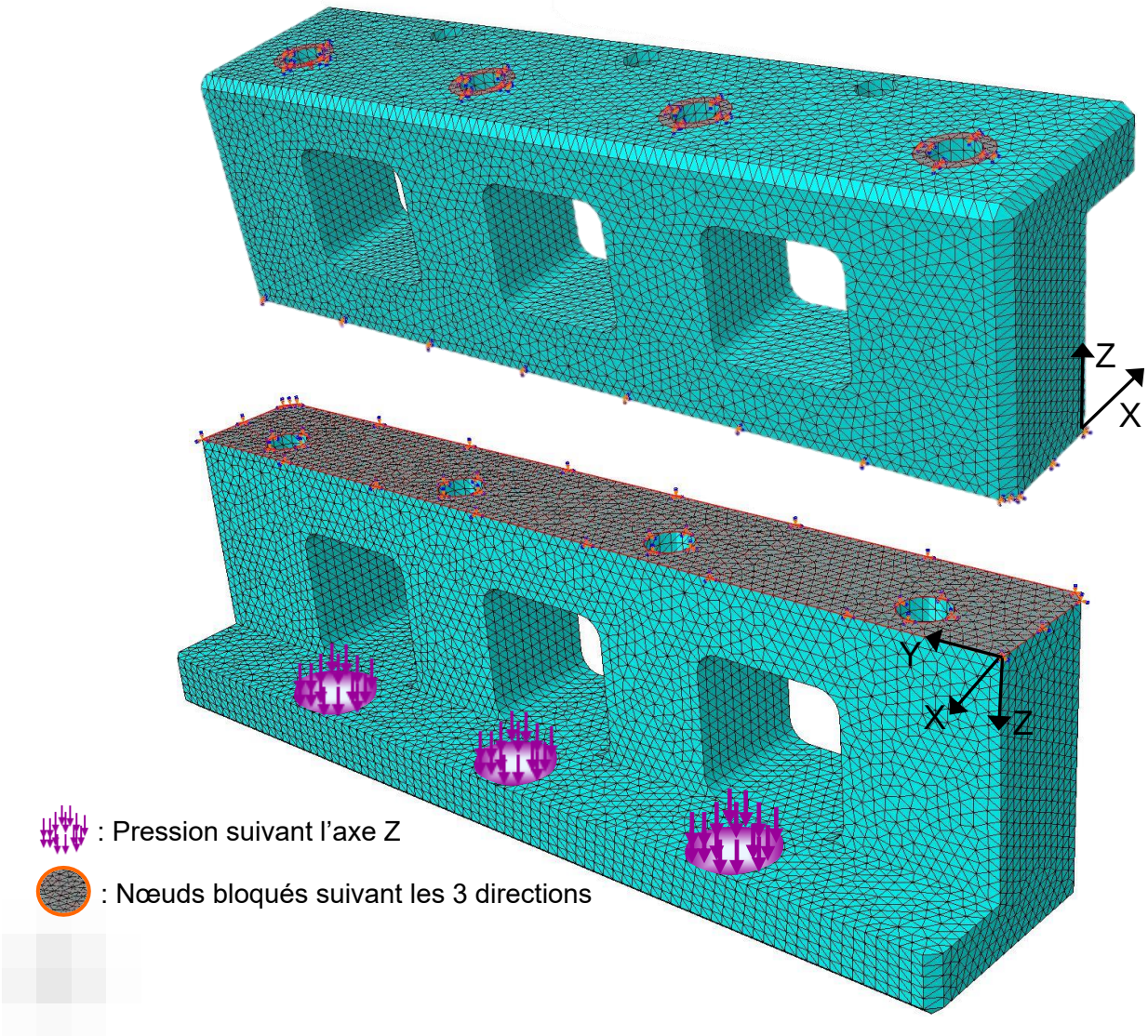


Figure 2.4 Conditions aux limites appliquées pour simuler le comportement d'une bride

Comme il est présenté à la Figure 2.4, le maillage utilisé pour cette simulation est tétraédrique avec 152 654 éléments quadratiques et 224 881 nœuds (chaque

tétraèdre comporte 10 nœuds). Ce nombre d'éléments a été fixé après une étude de sensibilité du maillage. La simulation a été effectuée en utilisant un modèle élastique isotrope avec un module de Young et un coefficient de Poisson qui valent respectivement à 210 GPa et 0,3.

Les déplacements de la bride suivant l'axe X et Z sont présentés respectivement aux Figures 2.5 et 2.6.

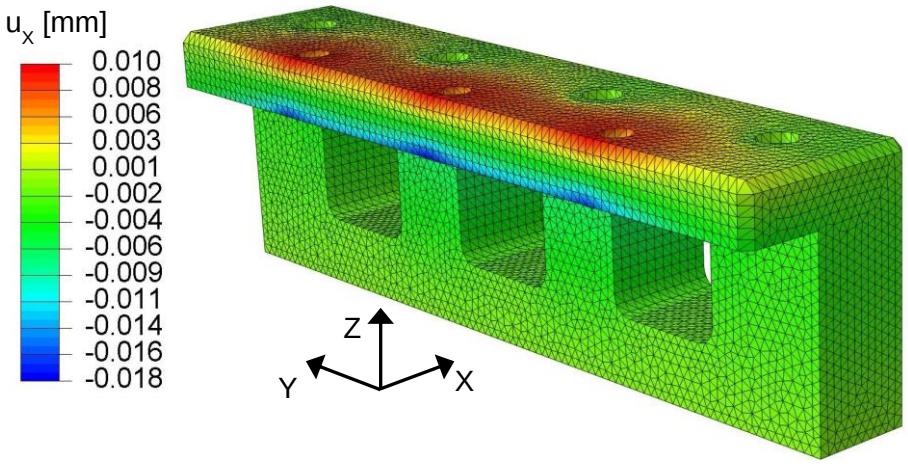


Figure 2.5 Déplacement simulé d'une bride suivant l'axe X

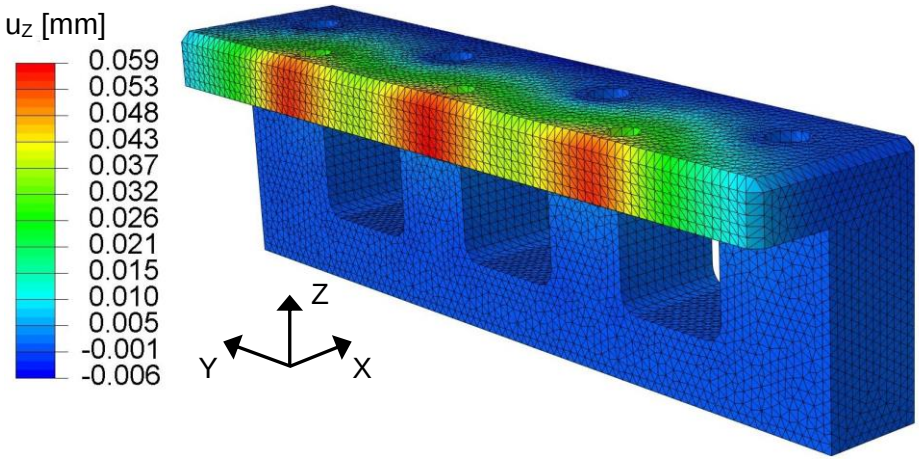


Figure 2.6 Déplacement simulé d'une bride suivant l'axe Z

Les résultats de simulation montrent un déplacement maximal de 59 µm suivant l'axe Z et de 18 µm suivant l'axe X. Pour vérifier que ces déplacements n'affectent pas le fonctionnement du montage, il est nécessaire de vérifier si ces déplacements ne perturbent pas la mesure de l'effort de bridage. Pendant et après le bridage, chaque vis de bridage reste verticale grâce à la présence des rondelles à portée sphérique.

En conséquence, seules les brides et les rondelles de charge se déplacent légèrement (Figure 2.7). Cette figure montre le comportement du montage en se basant sur les résultats numériques pour des trous de diamètre égale à 10,1 mm. Du fait que le déplacement des vis de bridage soit inférieur au jeu vis/bride, le montage ne subit pas de phénomène d'arc-boutement. L'effort de bridage induit par les vis est donc transmis en totalité vers les rondelles de charge par l'intermédiaire des rondelles à portée sphérique.

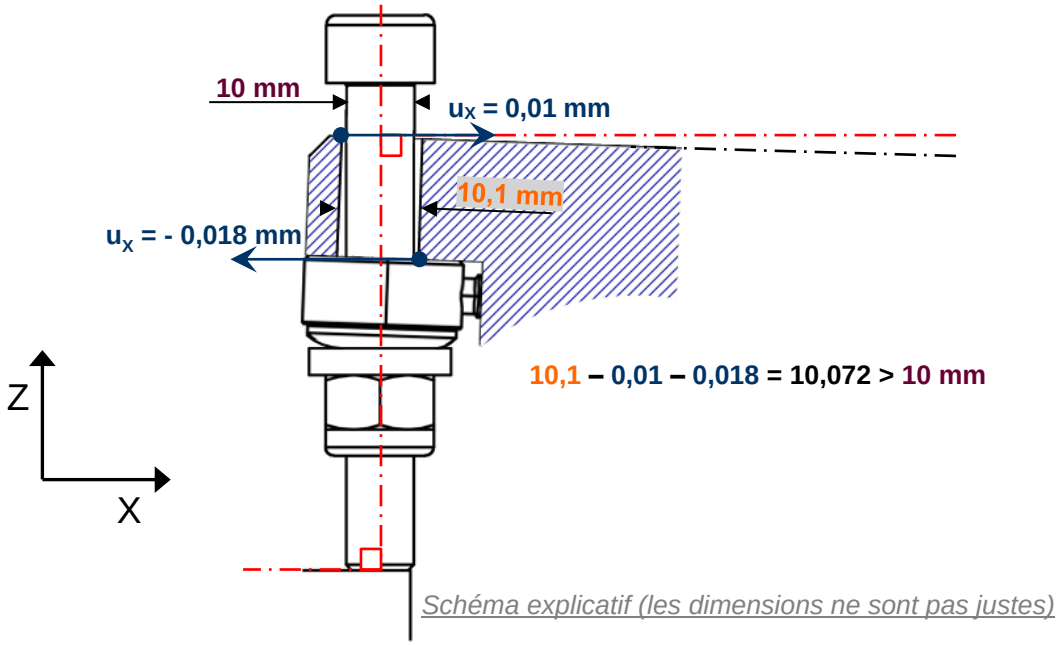


Figure 2.7 Comportement fictif du bridage en se basant sur les déplacements simulés (Figure 2.5)

Vu des résultats, la déformation du montage due à un effort de bridage qui peut atteindre 22 kN/vis n'affecte pas le fonctionnement du montage, car le jeu entre chaque vis de bridage et chaque bride a été bien dimensionné.

2.2.3. Dispositif de mesure des efforts de coupe et de bridage instantanés

Le dispositif d'acquisition adopté pour toutes les expériences est présenté à la Figure 2.8.

La platine d'efforts utilisée est de type Kistler 9255 B. L'étendue de mesure de cette dernière est égale à ± 20 kN suivants X et Y et peut atteindre 40 kN suivant Z-. Les efforts instantanés de coupe suivant les trois directions ont été mesurés : (i) afin

de maitriser la propagation de l'usure (i.e., les efforts de coupe ne doivent pas dépasser un certain seuil), (ii) pour pouvoir analyser l'influence de l'effort de coupe sur le bridage.

Les six rondelles de charge intégrées dans le montage sont de type Kistler 9102 A (références 1D, 1G, 2G, 2L, 3D et 3G). Ces capteurs unidirectionnels possèdent une étendue de mesure égale à 50 kN. L'incertitude maximale de mesure de ces derniers est égale à 0,54 % de l'effort mesuré. Toutes les composantes du montage sont étanches due la présence de lubrification pendant les essais.

Dans l'objectif de contrôler la dilatation du montage, quatre thermocouples de type K ont été intégrés dans le montage et dans un échantillon pour vérifier l'évolution de la température pendant l'usinage. La position de ces thermocouples sera détaillée plus tard. À noter que l'essai avec la présence des thermocouples a été réalisée uniquement pour un seul essai.

La position de la broche a été également contrôlée en temps réel via les sorties analogiques de la machine CNC (DMG DMC-65V 3 axes - centre d'usinage vertical).

Un « trigger » a été aussi employé afin d'asservir la chaine d'acquisition. Les dispositifs d'acquisition sont donc tous déclenchés en même temps lorsque la broche se situe à proximité de l'échantillon. Cependant, une réinitialisation a été appliqué afin d'empêcher la dérive du signal.

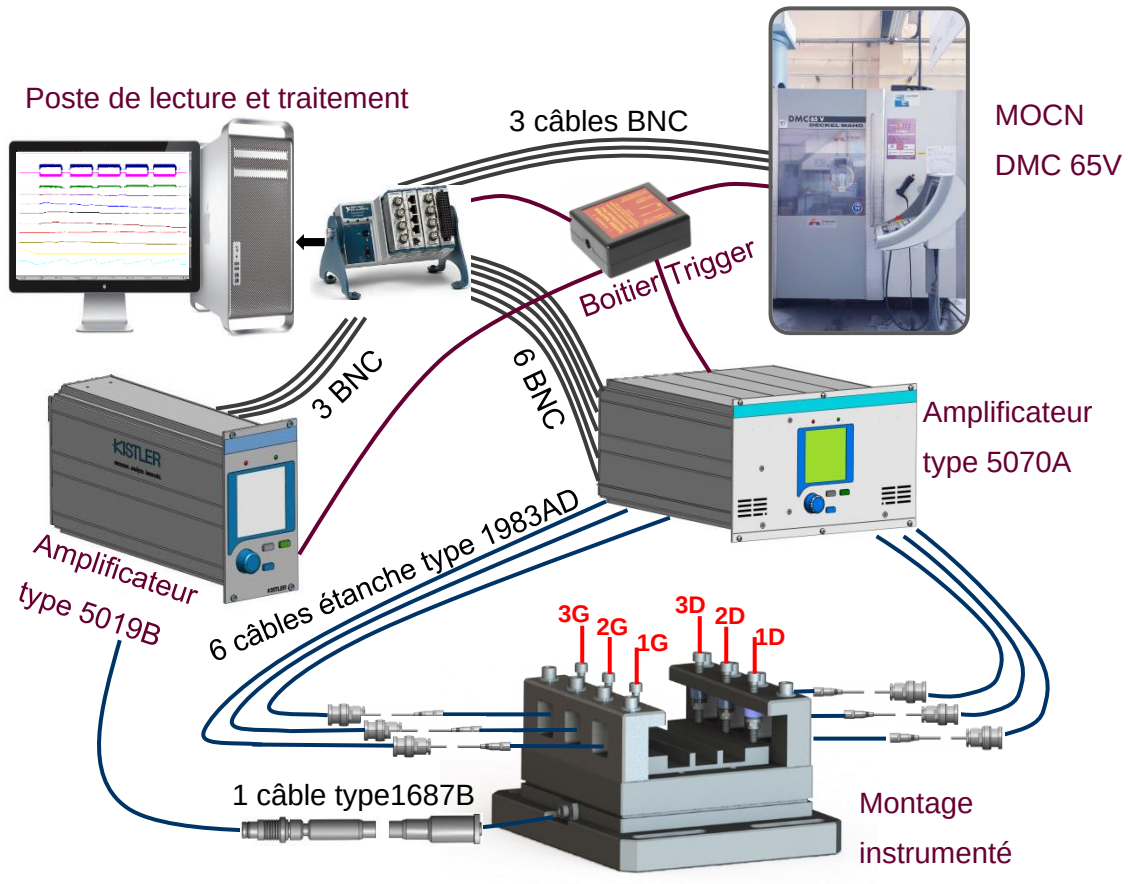


Figure 2.8 La chaine d'acquisition utilisée durant les expériences

2.3. Mesure des déformations après l'usinage par fraisage et électroérosion

Dans un premier temps, l'objectif de cette section est d'analyser les résultats de mesures de déformations issues de la MEC, présentée au paragraphe 1.3. L'intérêt est donc désormais d'analyser en détail la distorsion contrairement au Chapitre 1 où seules les courbures des échantillons déformées ont été analysées.

Dans un deuxième temps, une comparaison a été effectuée entre les résultats de distorsion issus des techniques de fraisage ou d'électroérosion, afin de vérifier que les contraintes générées par fraisage ont une faible influence sur la distorsion.

2.3.1. Démarche expérimentale

La démarche expérimentale employée pour les essais de la méthode des couches est détaillée au paragraphe 1.3.2. À noter que l'acquisition a été réinitialisée après chaque passe d'enlèvement de la matière afin d'empêcher la dérive du signal. De plus,

un jeu de plaquettes neuves a été utilisé pour usiner chaque échantillon (Tableau 1.4). Ce choix permet de préserver davantage la fraise et de minimiser l'augmentation des efforts dus à son usure.

Concernant la coupe par électroérosion à fil, cinq échantillons ont été utilisés. Ils ont été préparés d'une manière analogue aux plaques utilisées pour la méthode des couches. Chaque échantillon mesure donc 200 mm de long, 99 mm de large et 20 mm d'épais. L'Annexe A montre l'emplacement des plaques sources de ces échantillons. Les cinq échantillons ont été référencés à la fois par un triangle qui indique le positionnement et par des numéros. L'Annexe D montre le plan de coupe de ces échantillons. L'épaisseur réelle de matière enlevée à chaque échantillon est présentée au Tableau 2.2.

Tableau 2.2 Épaisseur réelle de la matière enlevée par électroérosion à chaque échantillon

Référence de l'échantillon	1	2	3	4	5
Épaisseur de la matière enlevée [mm]	2,35	4,40	6,38	8,40	10,37

2.3.2. Résultats des mesures de distorsions

Le paragraphe 1.3.3 présente les déformations des échantillons issus de fraisage en analysant uniquement les courbures pour étudier la distorsion. Cette fois ci, les résultats de déformations sont présentés en intégralité. Des cartographies de distorsion ont été élaborés en utilisant les points de mesures de la MMT (Figure 1.13). Le résultat de chaque échantillon est présenté à la Figure 2.9.

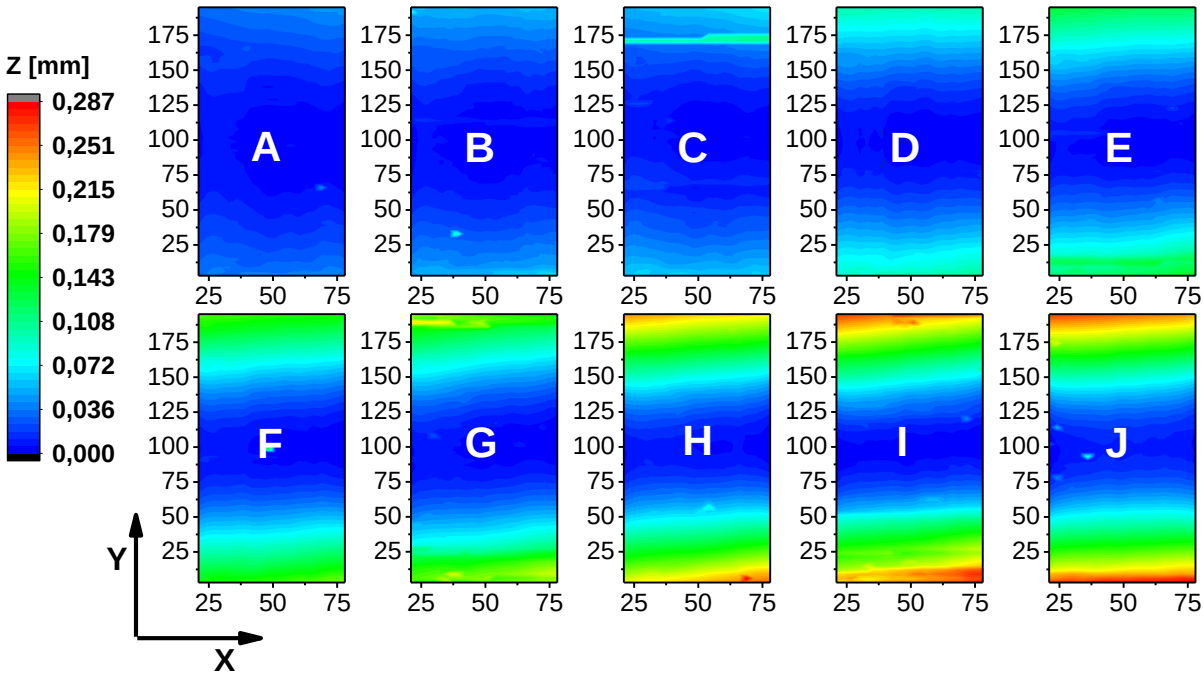


Figure 2.9 Cartographie de distorsion de chaque échantillon utilisé pour la MEC (Tabeau 1.4)

La première observation supplémentaire à celles citées au paragraphe 1.3.3 est que la déformation des échantillons suivant l'axe X est très faible par rapport à celle suivant l'axe Y. Cela est dû principalement au choix d'une longueur plus importante en comparaison avec la largeur (longueur = 200 mm, largeur = 99 mm).

La deuxième observation est que plus le nombre de couches enlevées augmente (Tableau 1.4), plus les échantillons ont tendance à subir une légère torsion.

Les cartographies déduites des échantillons issus de l'usinage par le procédé d'électroérosion sont présentées à la Figure 2.10.

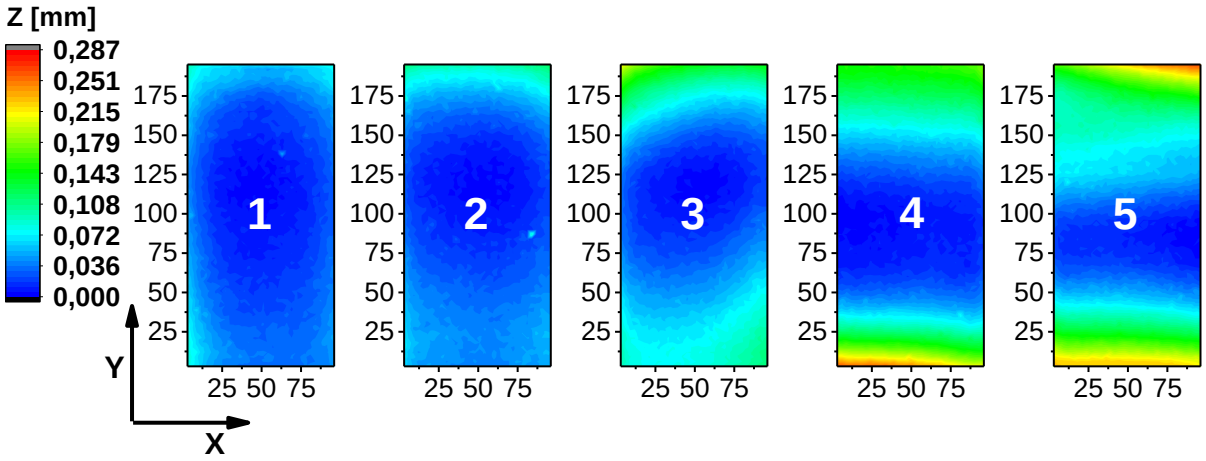


Figure 2.10 Cartographie de distorsion de chaque échantillon utilisé pour l'usinage par électroérosion (Tableau 2.2)

Les premières observations font apparaître que la déformation des échantillons est similaire à celle obtenue après la technique de fraisage (Figure 2.9). De plus, les valeurs de déformations pour les deux cas semblent très proches. Afin de comparer les résultats issus du fraisage et de l'électroérosion, la flèche maximale *d* (Figure 1.4) sur la ligne médiane a été adoptée comme critère de distorsion. La Figure 2.11 présente l'évolution de cette flèche en fonction de l'épaisseur enlevée pour les deux techniques.

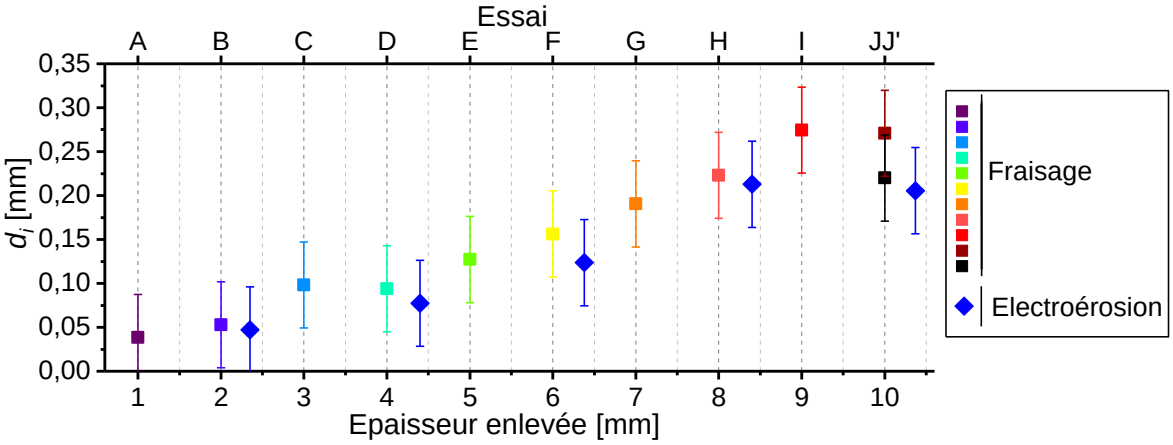


Figure 2.11 L'évolution de la flèche *d* (Figure 1.4) en fonction de l'épaisseur enlevée pour les techniques de fraisage et d'électroérosion

D'après la Figure 2.11, l'évolution de la flèche *d* est identique pour les échantillons quelle que soit la technique employée. En conséquence, l'hypothèse formulée au

paragraphe 1.3 est validée (les CR générées par le fraisage ont une faible influence sur la distorsion dans notre cas).

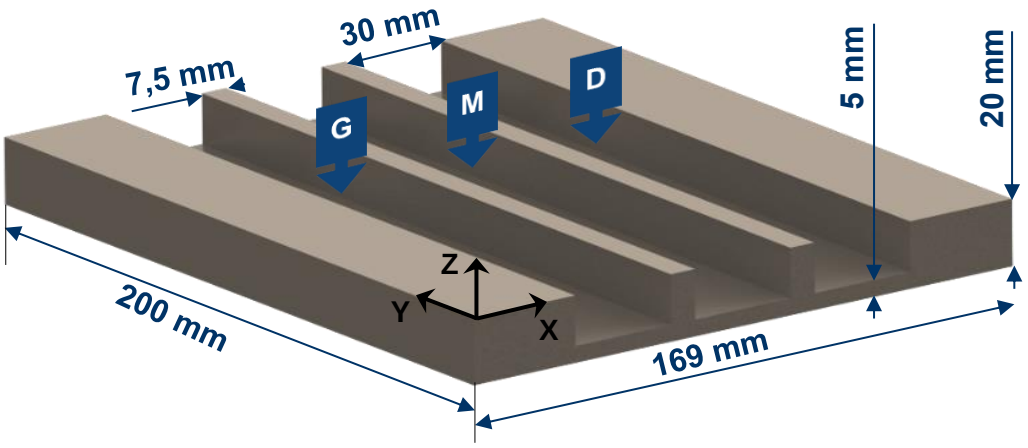
2.4. Influence de la stratégie d'usinage et de bridage sur la distorsion (rainurage)

L'objectif principal de cette partie est l'identification des facteurs influant sur la redistribution des CR internes dans la pièce et par conséquent sur sa distorsion pendant et après usinage. Pour ce faire, deux axes ont été abordés. Le premier est dédié à l'étude de l'impact de la stratégie d'usinage sur la distorsion. En revanche, la deuxième porte sur l'influence de la stratégie de bridage sur la distorsion. Différents essais ont été donc menés afin de traiter ces deux problématiques. Certains résultats présentés dans cette partie sont le fruit de développements effectués dans le cadre du stage de master recherche de Guillaume Charrondière piloté en parallèle de cette thèse [58].

2.4.1. Démarche expérimentale (rainurage)

Comme il est mentionné dans l'introduction du mémoire, les plaques industrielles finales font 4 mm en épaisseur et seulement 1 mm en fond de rainure après leur fabrication (Figure 0.1). Néanmoins, l'épaisseur des deux tôles fournies par FRAMATOME est de 21 mm. De ce fait, une homothétie d'un rapport de 5 a été envisagée sur les côtes des échantillons usinés afin d'être représentatif vis-à-vis de l'application industrielle. Les cotes des échantillons après rainurage sont illustrées à la Figure 2.12.

Les échantillons utilisés pour les essais de cette partie ont été cubés avant les essais. Après cette préparation, chaque échantillon mesure 200 mm de long, 169 mm de large et 20 mm d'épais. L'Annexe A montre l'emplacement des plaques sources de ces échantillons. La direction d'usinage a été adoptée normale au sens de laminage pour l'ensemble des essais. Ce choix a été pris en s'appuyant sur les résultats du Chapitre 1 qui indiquent que le chauffage à haute température (1100 °C) élimine les CR engendrées par le laminage.



- La largeur de toutes les rainures est égale à 30 mm
- La largeur des raidisseurs est égale à 7,5 mm
- **G** : Rainure **G**auche | **M** : Rainure **M**ilieu | **D** : Rainure **D**roite

Figure 2.12 Les cotes finales des échantillons rainurés

L'outil de coupe utilisé est une fraise à rainurer à plaquettes (ISCAR HM90 E90A-D30-4-W25-C). Elle est de diamètre 30 mm ce qui permet de réaliser le rainurage en usinant en pleine fraise (a_e = 30 mm). Elle comporte 4 dents ce qui permet une bonne évacuation du copeau ainsi qu'une bonne stabilité de coupe. Les plaquettes sont en carbure de tungstène revêtu de PVD TiAlN (ISCAR HM90 APKT 100312PDR IC 908). Cette nuance est adaptée à l'usinage de matériaux réfractaires tel que l'acier inoxydable 316L. Un jeu de plaquettes neuves a été utilisé pour chaque essai. Une émulsion centrale (8 % huile et 92 % eau) a été employée afin d'assurer un refroidissement optimal de la zone de coupe. Ce choix permet de préserver davantage la fraise et de minimiser l'augmentation des efforts dus à son usure. Les géométries de la fraise et des plaquettes sont présentées à l'Annexe E.

Dans un premier temps, la répétabilité des essais a été étudiée en usinant trois échantillons dans les mêmes conditions d'usinage.

Dans un deuxième temps, l'influence de bridage sur la distorsion a été étudiée. Pour ce faire, l'effort initial de bridage appliqué a été modifié pour trois essais.

Dans un troisième temps, le taux de matière enlevée par passe a été étudiée en choisissant deux profondeurs de passe axiale a_p. Cela a été adopté dans l'optique de comparer la distorsion entre les opérations de finition et d'ébauche, les deux profondeurs de passe choisies ont été fixées respectivement à 1 mm et 3 mm.

Enfin, l'ordre de la réalisation des rainures a été traité. Pour ce faire, deux types de trajectoires d'outil ont été testées. Le but de ces deux essais consiste à comparer l'influence d'un usinage symétrique et asymétrique sur la distorsion (i.e., l'échantillon a été usiné en commençant par la rainure de gauche vers la rainure de droite ou d'usiner la rainure de milieu puis celle de droite et enfin celle de gauche).

Dans ce travail de recherche, les impacts de la vitesse de coupe V_c, de la profondeur de coupe radiale a_e et de la lubrification sur la distorsion n'ont pas été étudiés. Par conséquent, ces conditions ont été maintenues constantes pour tous les essais.

Des essais préliminaires ont été réalisés selon la norme NF E66-520 du couple outil-matière [59] afin de déterminer les valeurs des paramètres de coupe et d'assurer la stabilité de la coupe. Les essais ont été effectués à effort de coupe constant dans l'objectif d'introduire une quantité équivalente de CR dû à l'usinage (les contraintes d'origine thermique sont supposées faibles à cause de la présence de la lubrification). Le Tableau 2.3 récapitule les essais et les conditions d'usinage appliquées expérimentalement. Les températures du montage et de l'échantillon ont été mesurées pendant l'essai n° 2. Le dispositif expérimental de cet essai est détaillé à la Figure 2.13 (les autres essais ont tous été effectués avec la même configuration, mais sans la présence des thermocouples).

Tableau 2.3 Les essais de rainurage et les conditions d'usinage correspondantes

	Essai n°	Trajectoire de l'outil	f_z [mm/tr/dent]	a_p [mm]	$F^0_{C,\,vis}$ [kN/vis]	V_c [m/min]
Répétabilité	I	GMD	0,12	1	15	130
	II	GMD	0,12	1	15	130
	III	GMD	0 ,12	1	15	130
Influence de l'effort de bridage initial	1	GMD	0,12	1	5	130
	2	GMD	0,12	1	10	130
	3	GMD	0,12	1	20	130
Influence de la profondeur de passe et de l'avance	2	GMD	0,12	1	10	130
	4	GMD	0,03	3	10	130
Influence de la trajectoire d'outil	2	GMD	0,12	1	10	130
	5	MGD	0,12	1	10	130

GMD : Rainure Gauche, Milieu puis Droite.

MGD : Rainure Milieu, Gauche puis Droite.

$F^0_{C,\,vis}$: Effort de bridage initial par vis.

Afin d'empêcher la dérive du signal, l'acquisition a été réinitialisée toutes les 5 passes pour les essais à f_z = 0,12 mm/tr/dent et toutes les passes pour l'essai à f_z = 0,03 mm/tr/dent. La durée de 5 passes étant d'environ 100 secondes, la dérive calculée sur cette période est de 1,5 N.

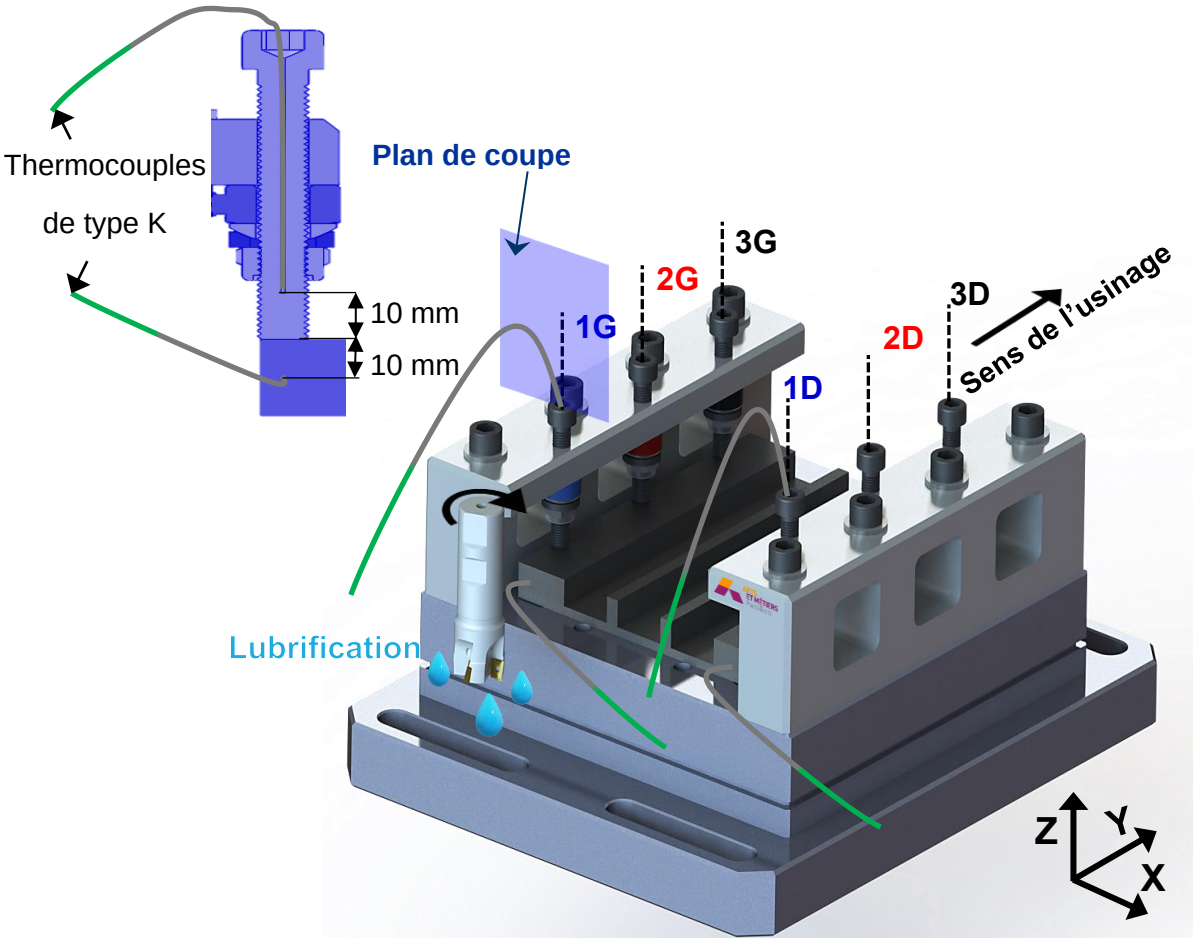


Figure 2.13 Dispositif expérimental adopté pour l'essai n° 2 (Tableau 2.3)

La dernière étape de chaque essai est consacrée à contrôler les distorsions des échantillons usinés et débridés. Une Machine de Mesure Tridimensionnelle (MMT) de type DEA a été utilisée pour palper la surface supérieure et les surfaces usinées de chaque échantillon. L'erreur maximale de cette MMT (MPE) est égale à 2,1 µm. Des espacements courts entre les points de mesure ont été adoptés dans l'optique de ne pas occulter certains phénomènes pouvant être attribués à l'effet de séquence. Tous les échantillons ont été positionnés isostatiquement sur la MMT de la même manière par l'intermédiaire d'un appui plan sur la face de dessous, d'un contact rectiligne sur le champ et d'une butée en bout. La Figure 2.14 représente le dispositif de mesure ainsi que la répartition des points de mesure dans l'échantillon.

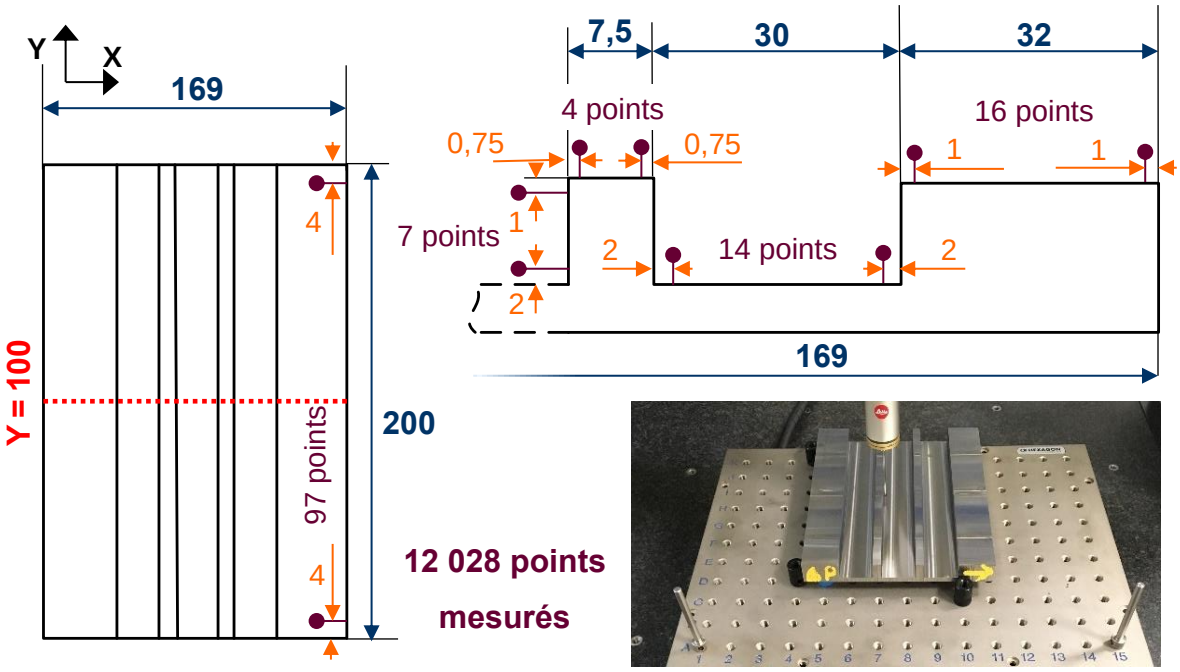


Figure 2.14 Description du dispositif de mesure et de la répartition des points palpés

2.4.2. Résultats des mesures de distorsions (rainurage)

Les résultats de distorsion dans cette partie sont présentés et comparés suivant la déformation sur la ligne médiane (Y = 100 mm) de chaque échantillon (Figure 2.14).

Due à la présence de la lubrification, l'évolution de la température dans les quatre thermocouples est très faible. Les mesures présentent une augmentation de température maximale de l'ordre de 2 °C, engendrant une dilatation de l'épaisseur de la pièce de l'ordre de 0.6 µm. De plus, la réinitialisation des capteurs d'effort a été appliquée après toutes les passes ou toutes les 5 passes (i.e., l'effet de la dilatation pendant une acquisition donnée n'est pas pris en compte pour la prochaine acquisition). En conséquence, les effets thermiques peuvent être négligés.

- Essai de répétabilité

Le défaut linéaire moyen sur la ligne médiane des trois premiers échantillons usinés (essais I, II et III) est de 0,174 ± 0,009 mm. Par conséquent, la répétabilité des essais est assurée.

- Influence de l'effort de bridage initial

Trois niveaux d'effort de bridage initial ont été testés (5, 10 et 20 kN/vis). Les profils de distorsion expérimentaux sur la ligne médiane sont présentés à la Figure 2.15.

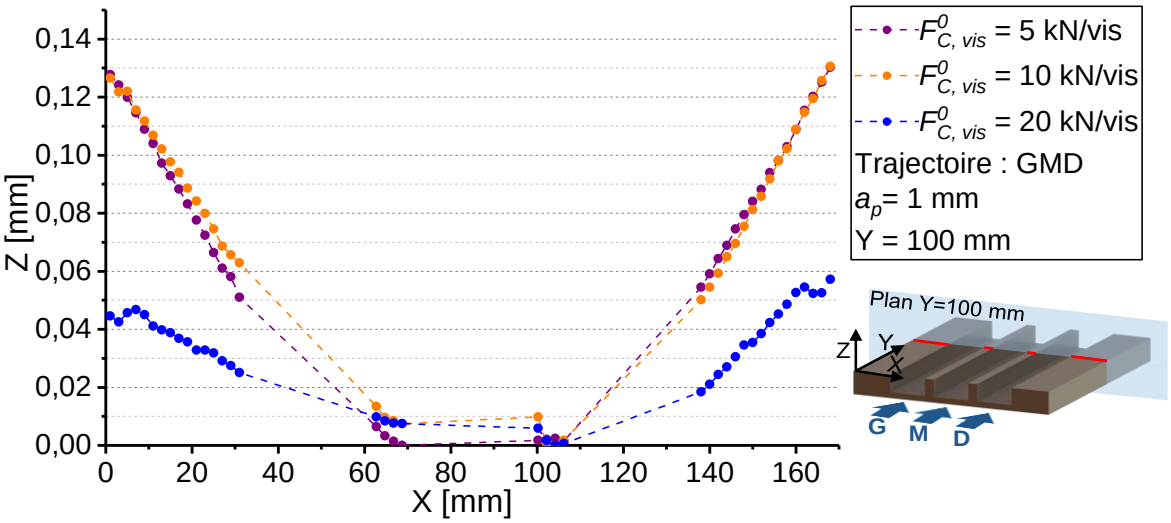


Figure 2.15 Influence de l'effort initial de bridage sur le profil de distorsion des faces supérieures (essais n° 1, 2 et 3)

Le profil de déformation est similaire pour un effort de bridage initial de 5 ou 10 kN/vis. La flèche maximale sur la ligne médiane (Y = 100 mm) représente environ 0,13 mm pour ces deux cas. Néanmoins, en augmentant l'effort jusqu'à 20 kN/vis, la déformation devient inférieure et la flèche maximale sur la médiane représente environ 0,045 mm seulement. L'effort de serrage crée dans la pièce un champ de contraintes qui se superpose au champ de CR. Lors de l'usinage, les CR sont réorganisées et la superposition des deux champs de contraintes peut affecter la distorsion. Cette hypothèse devrait être confirmée par les simulations numériques de distorsion partielle (cf. Chapitre 3).

- Influence de la profondeur de passe et de l'avance

D'après la Figure 2.16, la profondeur de passe a_p a une grande influence sur la distorsion globale. La flèche maximale sur la ligne médiane (Y = 100 mm) est d'environ 0,13 mm pour a_p égale à 1 mm. Néanmoins, pour a_p de 3 mm la flèche maximale sur la médiane est d'environ 0,065 mm seulement. Cela pourrait être expliqué par la distribution des CR dans la pièce avant l'usinage. En fait, le profil de CR mesuré par les différentes méthodes (Figures 1.18 et 1.20) montre une couche de compression de profondeur inférieure à 2 mm. Une explication possible est que pendant l'enlèvement d'une couche de 1 mm, le rapport traction-compression dans cette couche est déséquilibré, ce qui entraîne une distorsion importante. En revanche, le

rapport est plus équilibré lors du retrait d'une couche de 3 mm, réduisant ainsi la distorsion après l'usinage.

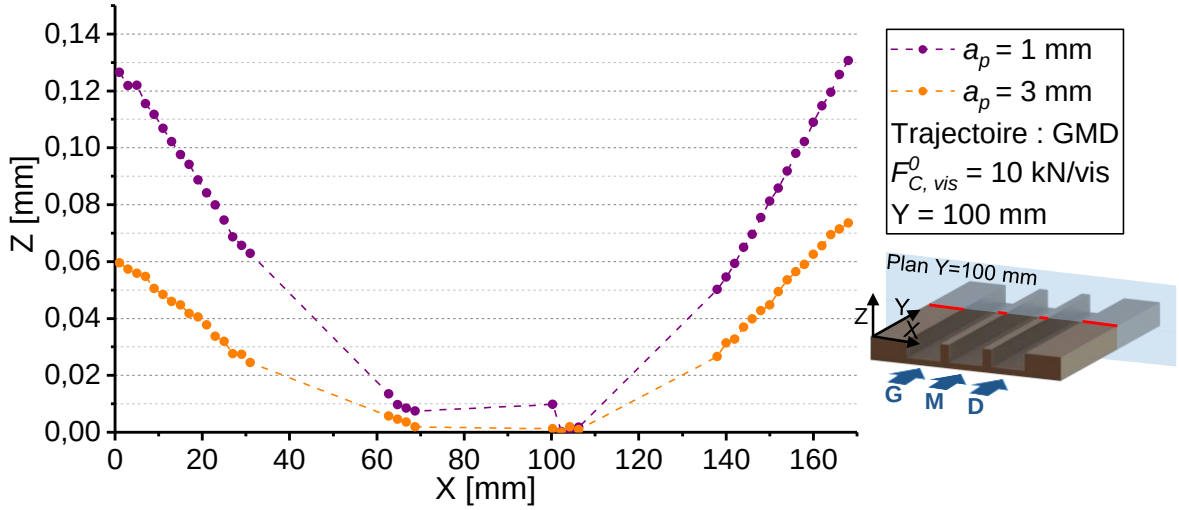


Figure 2.16 Influence de la profondeur de passe sur le profil de distorsion des faces supérieures (essais n° 2 et 4)

Les essais ont également montré que la profondeur de passe axiale a une grande influence sur l'effet de séquence. Pendant l'usinage, les côtés des raidisseurs perdent progressivement leur parallélisme et certaines zones sont usinées en plusieurs passes (i.e., la distorsion induite de la passe précédente influe sur la géométrie coupée au cours de l'usinage de la passe d'après). Cet effet est illustré à la Figure 2.17.

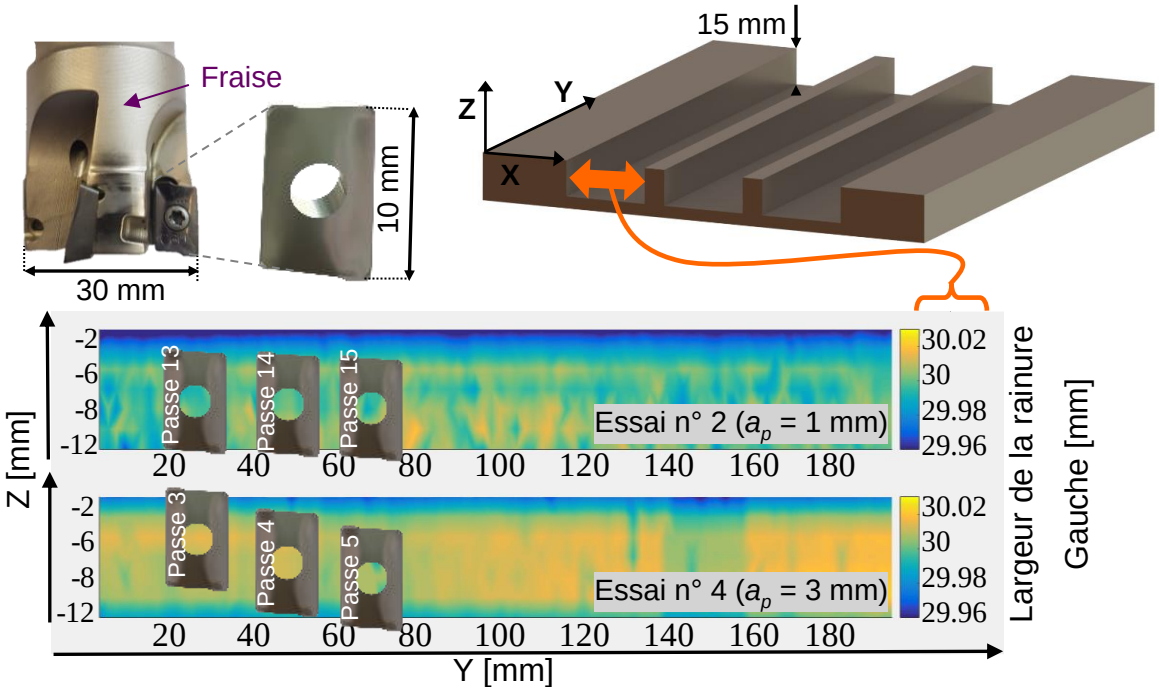


Figure 2.17 Cartographies des cotes de la rainure gauche pour les essais n° 2 et 4

- Influence de la trajectoire d'outil

La Figure 2.18 montre que la trajectoire de la fraise a une influence sur le profil de distorsion. L'asymétrie de déformation induite par la stratégie GMD conduit à une distorsion plus importante que celle générée par la stratégie MGD. La flèche maximale sur la ligne médiane (Y = 100 mm) est d'environ 0,13 mm pour une stratégie GMD. Néanmoins, pour la stratégie MGD, la flèche maximale sur la médiane représente environ 0,06 mm seulement. Ce phénomène peut être expliqué par l'effet de séquence en comparant les deux stratégie (i.e., la distorsion des raidisseurs des rainures au cours du passage de la fraise d'une rainure à l'autre a un effet sur la distorsion finale).

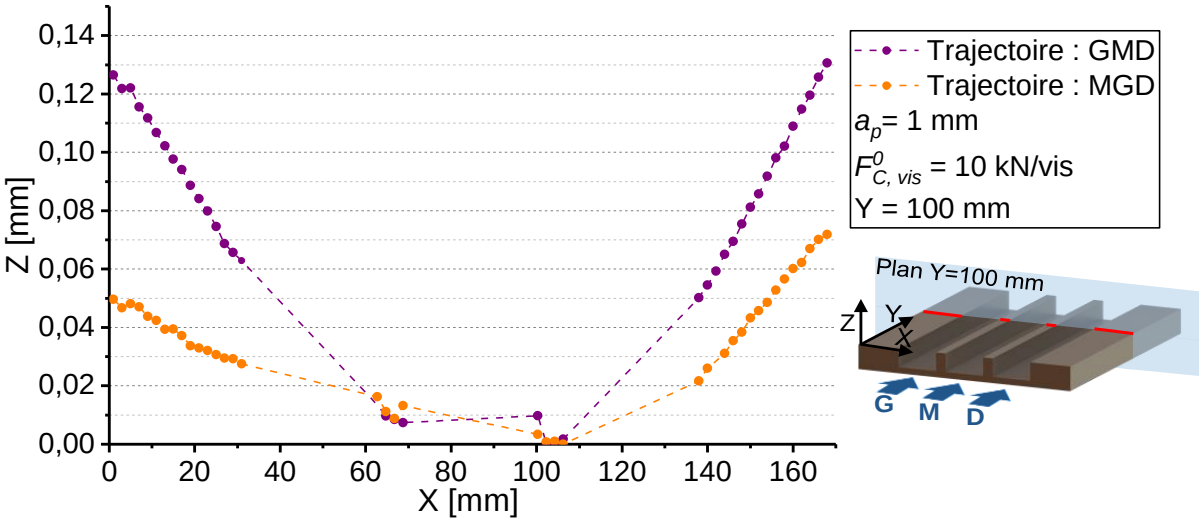


Figure 2.18 Influence de la trajectoire de la fraise sur le profil de distorsion de la face supérieure (essais n° 2 et 5)

Les distorsions globales issues de l'usinage pour les différents essais sont présentées au troisième chapitre lors de la comparaison avec les résultats numériques.

2.5. Efforts de bridage instantanés pendant l'usinage

Le premier objectif de cette partie est d'étudier le comportement des échantillons bridés à partir des efforts de bridage instantanés récoltés par les rondelles de charge. Ensuite, le but est de trouver une relation entre les efforts de bridage et les distorsions des échantillons.

2.5.1. Résultats des mesures d'efforts de bridage (MEC)

Comme il est mentionné au paragraphe 2.2.3, le montage instrumenté permet de mesurer les efforts de bridage instantané lors de l'usinage. Dans le but d'étudier le comportement de la pièce usinée pendant la coupe, il est intéressant d'observer l'évolution de ces efforts. Afin de simplifier l'analyse, cela a été effectué pour les essais de la méthode des couches, car la broche est positionnée au centre des deux brides pendant toute l'opération de l'usinage (Figure 1.11).

L'évolution de l'effort de bridage sur chaque vis pendant l'usinage d'une seule couche a été présentée et analysée. À noter que cette évolution est similaire pendant toutes les passes aux essais de la MEC. La Figure 2.19 présente l'évolution de l'effort de bridage mesuré par les six rondelles de charge (1D, 1G, 2D, 2G, 3D et 3G) pendant l'usinage de la dernière couche de l'échantillon J (Tableau 1.4). La valeur 0 sur l'axe

Y correspond à l'instant où la fraise commence à s'engager dans la matière. À noter également que la valeur de l'effort de coupe suivant l'axe Z est négative (i.e, l'échantillon a été poussé sur la platine durant l'usinage).

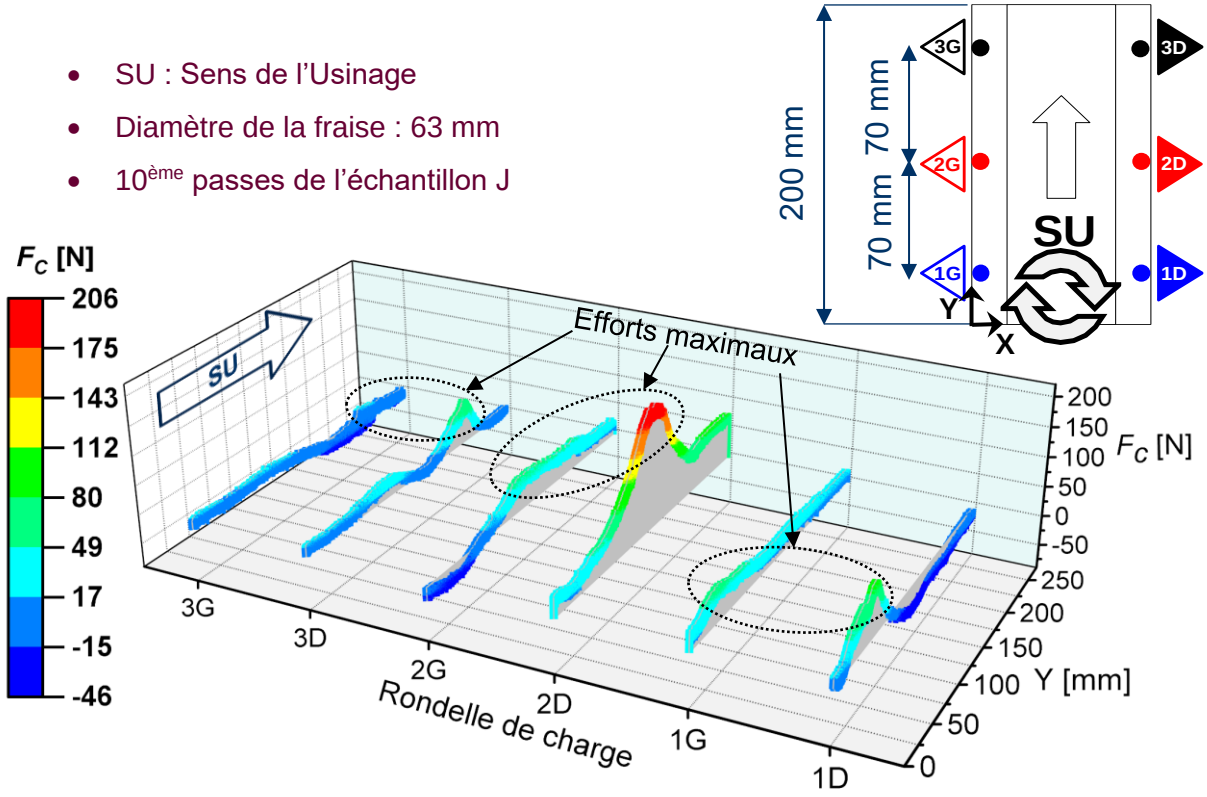


Figure 2.19 L'évolution de l'effort de bridage mesuré par les six rondelles de charge pendant l'usinage de la dernière couche de l'échantillon J (Tableau 1.4)

La première observation est que les efforts de bridage mesurés par une rondelle de charge augmentent lors du passage de la fraise à côté de celle-ci. Les efforts maximaux ont été constatés quand l'outil de coupe usine entre deux rondelles de charge situées sur un plan parallèle à oXZ (les rondelles de charges 1D&1G, 2D&2G ou 3D&3G). La seconde observation est que les évolutions des efforts de bridage pour les deux parties gauche et droite ne sont pas équivalentes. En effet, les efforts de bridage de la partie droite sont plus importants lors du passage de la fraise. Ces observations peuvent être expliquées par le sens de l'usinage et de rotation de la broche. Puisque l'usinage a été effectué d'une manière symétrique par rapport à la position de l'échantillon dans le montage (Figure 1.11), la fraise a travaillé donc en avalant dans la mi-largeur droite et en opposition dans la mi-largeur gauche. En

conséquence, les efforts de coupe dans un plan parallèle à oXZ ont été répartis d'une manière asymétrique.

Le troisième phénomène observé pendant tous les essais est que l'effort de bridage le plus important a été mesuré par la rondelle de charge 2D. Cette observation est difficile à expliquer compte tenu de l'ensemble des facteurs complexes présents tels que la distorsion partielle issue de l'usinage à chaque instant de coupe, l'effet dynamique de l'usinage ou la distribution des efforts de coupe sur les dents lors de la coupe. En perspective, il est intéressant de trouver des explications par la simulation numérique de la distorsion à chaque instant d'enlèvement de la matière.

Ces observations montrent que le bridage se comporte d'une manière dépendante principalement de la stratégie d'usinage adoptée (sens de l'usinage, position de l'outil de coupe dans la pièce et par rapport au bridage).

Dès lors, et dans l'optique de ne s'intéresser qu'aux efforts de bridage et de ne pas prendre en compte les phénomènes dus à l'interaction entre l'outil et la matière, l'analyse a été effectuée quand la fraise n'est pas en contact avec la matière. L'effort net de bridage sans prendre compte des efforts dus à l'interaction entre l'outil et la matière a donc été étudié. Cet effort mesuré par chaque rondelle de charge est représenté par F_C^i avec i égale au nombre de couches enlevées. L'évolution des efforts de bridage mesurée par les six rondelles de charges est similaire pour tous les essais. La Figure 2.20 présente cette évolution en fonction du nombre de couches enlevées à l'échantillon J.

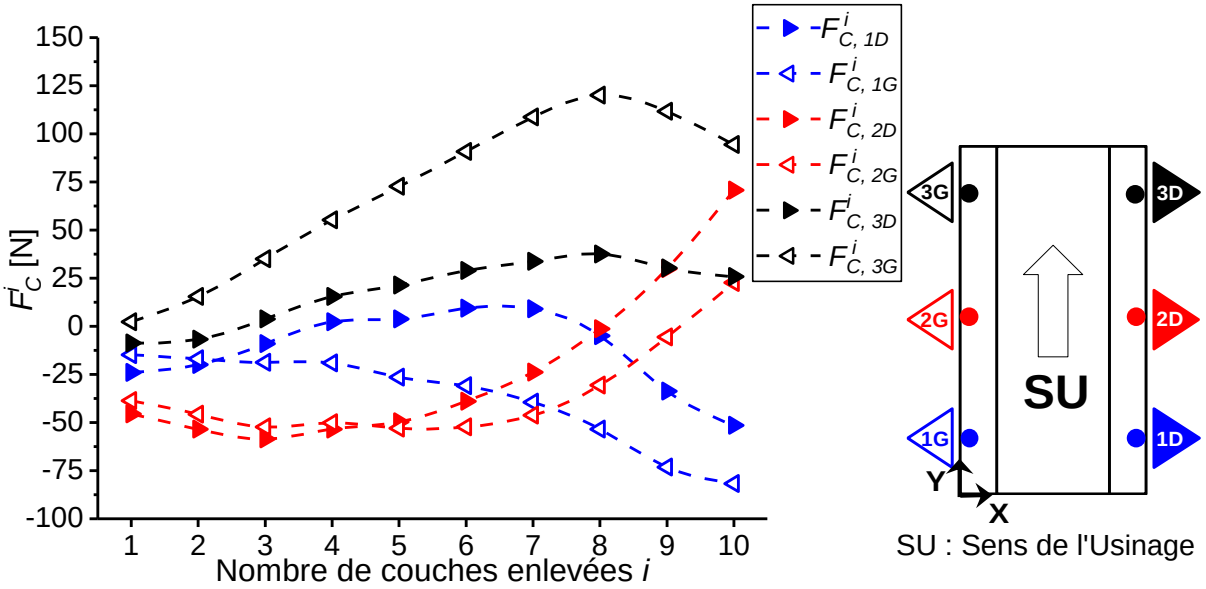


Figure 2.20 Évolution de l'effort de bridage en fonction du nombre de couches enlevées à l'échantillon J (Tableau 1.4)

La première constatation est que l'effort de bridage après l'enlèvement de la matière n'est pas réparti symétriquement. Les efforts mesurés par les rondelles de charge situées sur un plan parallèle à oXZ ont une évolution similaire. Cependant, l'évolution des efforts entre les différentes lignes des rondelles de charge (1D&2D&3D ou 1G&2G&3G) est totalement différente. Ces évolutions complexes sont dues principalement à l'effet de la distorsion de l'échantillon après chaque passe. En raison de la complexité des phénomènes observés, l'étude a été simplifiée en analysant la somme globale des efforts de bridage après chaque enlèvement de matière. Le calcul de l'effort total a été effectué en utilisant l'Eq. (2.3). La Figure 2.21 présente l'évolution de cet effort en fonction du nombre de couches enlevées pour l'ensemble des essais de la méthode des couches (Tableau 1.4).

$$F_{C,\,Total} = F^{0}_{C,\,Total} + \sum_{i=1}^{10} \Delta F^{i}_{C,\,Total} \qquad (2.3)$$

Avec :

$\Delta F^{i}_{C,\,Total} = F^{i+1}_{C,\,Total} - F^{i}_{C,\,Total}$;

$F^{i}_{C,\,Total} = F^{i}_{C,\,1D} + F^{i}_{C,\,1G} + F^{i}_{C,\,2D} + F^{i}_{C,\,2G} + F^{i}_{C,\,3D} + F^{i}_{C,\,3G}$;

$i = \{0\ ;10\}$: Nombre de couches enlevée(s) ;

$F^{0}_{C,\,Total}$: Effort de bridage initiale, $F^{0}_{C,\,Total} = 6 \times (10 \pm 0.2)$ kN ;

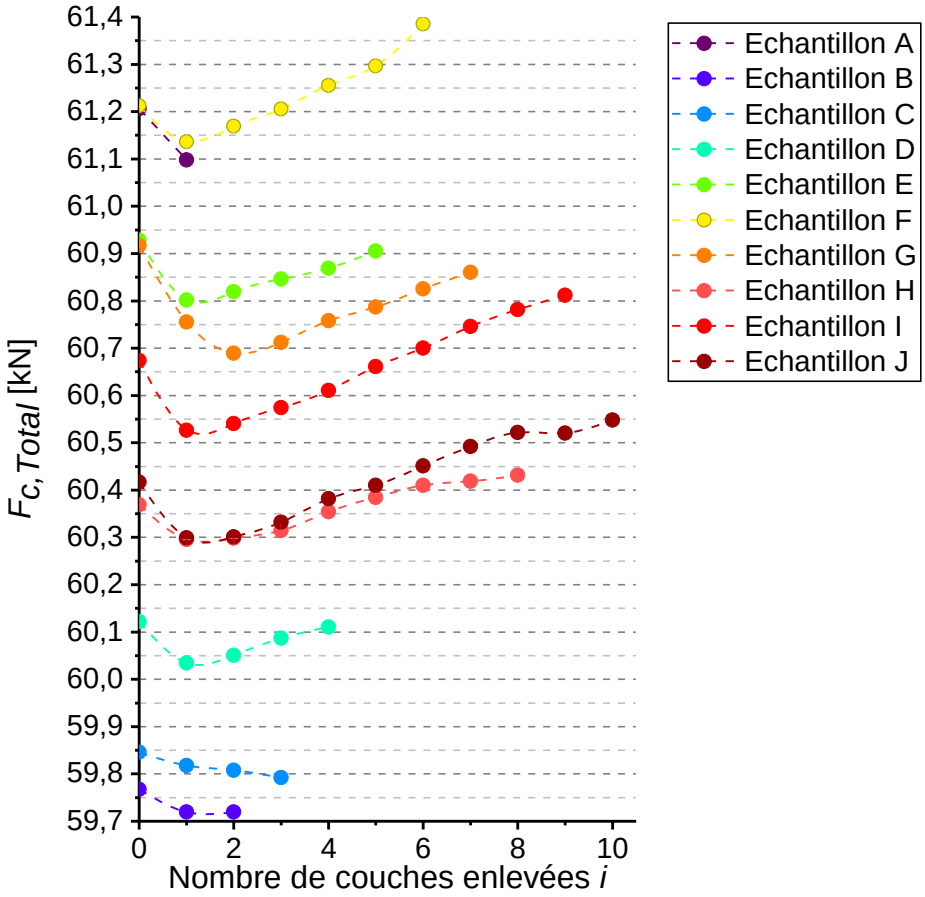


Figure 2.21 Évolution de l'effort de bridage en fonction du nombre de couches enlevées pour l'ensemble des essais de la méthode de couches

Au vu des résultats présentés à la Figure 2.21, plusieurs observations peuvent être tirées. Premièrement, l'effort de bridage baisse après l'enlèvement de la matière des premières passes. Cela peut être expliqué par les phénomènes vibratoires des

composants du montage (usinage en régime transitoire, rattrapage de jeu…). Deuxièmement, l'effort de bridage globale a augmenté d'environ 131 N en usinant 10 couches (échantillon J). En revanche, la variation de l'effort globale de bridage après l'essai de l'échantillon J représente seulement 0,2 %. Troisièmement, l'évolution de l'effort de bridage est semblable pour tous les essais de la méthode de couches. Néanmoins, il est nécessaire de vérifier l'influence de l'incertitude du bridage initiale sur cette évolution. Cette analyse a été effectuée par simulation numérique au troisième chapitre. Les résultats révèlent que l'évolution de l'effort de bridage global est représentative de l'évolution de la flèche et des courbures des échantillons après le débridage.

2.5.2. Résultats des mesures des efforts de bridage (rainurage)

Vu la complexité de l'analyse de l'effort de bridage instantané lors de l'usinage, les résultats des efforts mesurés par les rondelles de charge pour les essais de rainurage n'ont pas été étudiés en détail.

L'objectif de cette partie est de vérifier si le bridage se comporte d'une manière dépendante de la stratégie d'usinage adoptée. Pour ce faire, le comportement des brides après l'usinage en adoptant deux stratégies de trajectoire d'outil (essais n° 2 et 5 présentés dans le Tableau 2.3) a été analysé. Le Tableau 2.4 montre la différence entre les efforts de bridage des parties gauche et droite pour ces deux essais.

Tableau 2.4 Comparaison des efforts de bridage des parties droite et gauche pour deux trajectoires de fraise

Trajectoire de l'outil	GMD (Essai n° 2)	MGD (Essai n° 5)
$\sum_{k \in \{1D\ ;\ 2D\ ;\ 3D\}} (F^{f}_{C,\ vis} - F^{0}_{C,\ vis})_k$	257 N	143 N
$\sum_{k \in \{1G\ ;\ 2G\ ;\ 3G\}} (F^{f}_{C,\ vis} - F^{0}_{C,\ vis})_k$	-54 N	206 N

$F^{f}_{C,\ vis}$: L'effort de bridage final mesuré | $F^{0}_{C,\ vis}$: L'effort de bridage initial mesuré
1D, 1G, 2D, 2G, 3D et 3G : Les rondelles de charge (voir Figure 2.8)

Ces résultats mettent en lumière une asymétrie importante des efforts de bridage pour une trajectoire d'outil GMD ainsi qu'une relative symétrie pour une trajectoire

d'outil MGD. Cette observation est généralisable à l'ensemble des essais de rainurage présentant une stratégie d'usinage GMD, quelle que soit l'effort de bridage initial ou la profondeur de passe. En définitive, ces résultats prouvent que le comportement de bridage est tributaire de la stratégie de l'usinage.

2.6. Conclusion

L'état de l'art au début de ce chapitre montre qu'il existe plusieurs facteurs influents sur la distorsion. Au vu de la littérature scientifique, ces facteurs peuvent être étudiés par plusieurs approches. Dans ce travail de recherche, une méthodologie expérimentale a été développée dans le but d'étudier la distorsion des plaques.

Dans un premier temps, un montage instrumenté a été conçu spécialement pour deux raisons. D'une part, il assure un maintien efficace des échantillons lors de l'usinage. D'autre part, il permet de donner une information précise sur l'effort de bridage instantané pendant la coupe. Les résultats ont révélé que le comportement du bridage dépend de la stratégie d'usinage (sens de l'usinage, position de l'outil de coupe dans la pièce et par rapport au bridage). De plus, les observations ont montré un lien évident entre l'augmentation des efforts de bridage et l'augmentation de la distorsion après débridage.

La distorsion globale a été étudiée pour deux types d'opérations d'usinage. En premier lieu, les déformations issues du fraisage (surfaçage) ont été traitées et comparées avec celles issues de l'électroérosion à fil. Les résultats ont montré que les CR générées par l'usinage influent très peu sur la distorsion pour ce type d'application. En second lieu, la distorsion a été analysée pour des échantillons rainurés. Différentes stratégies d'usinage et de bridage ont été adoptées dans l'intention d'étudier les facteurs influents sur la distorsion. Les différents essais menés ont mis en évidence la grande influence du bridage et de la trajectoire de l'outil de coupe sur la distorsion globale des plaques contrairement à ce qui a été constaté par Cerutti [16] et Hassini [48] (ils ont observé que ces facteurs n'affectent que les côtes et non sur la distorsion globale). Cependant, leurs conclusions sur l'effet de la profondeur de passe axiale sur la distorsion ont été consolidées par ce travail de recherche. Les résultats de la présente thèse ont prouvé que la maitrise du bridage peut minimiser les distorsions. Ceci renforce les conclusions tirées par Mannan et Sollie [50] et Rai et Xirouchakis [51,52].

Les analyses de la distorsion ont montré des phénomènes complexes difficilement interprétables par la voie expérimentale. L’approche numérique présentée au chapitre suivant est une solution efficace pour apporter une aide précise à la compréhension de la distorsion.

Chapitre 3. Développement et validation du modèle numérique de prédiction des distorsions

Sommaire

3.1. État de l'art sur la modélisation des distorsions 73

3.1.1. Modélisation analytique et empirique 73

3.1.2. Modélisation numérique par « Level-Set Method » 73

3.1.3. Modélisation en ligne 74

3.1.4. Modélisation par désactivation « Element birth and death » 74

3.1.5. Modélisation par enlèvement massif 76

3.2. Approche numérique employée 78

3.3. Validation de la modélisation des distorsions (application de surfaçage) 79

3.3.1. Description du modèle numérique 80

3.3.2. Résultats numériques de distorsion 82

3.4. Validation de la modélisation du bridage (application de surfaçage) 85

3.5. Simulation de la distorsion des plaques rainurées 87

3.5.1. Description du modèle numérique 87

3.5.2. Résultats numériques de distorsion 88

3.6. Influence de l'effet de séquence sur les distorsions 90

3.7. Influence de l'effet de bridage sur les distorsions 92

3.8. Conclusion 95

L'approche numérique est une solution efficace pour comprendre les phénomènes complexes et le comportement mécanique des pièces déformées. Il est prévu au cours de ce troisième chapitre de développer un modèle numérique pour prédire les distorsions issues d'un enlèvement de matière d'une manière générale.

Dans un premier temps, une synthèse des contributions scientifiques sur la prédiction de la distorsion sera présentée.

Dans un second temps, les résultats du modèle développé seront comparés à ceux issus des essais de la MEC. Les résultats numériques permettront d'obtenir certaines explications aux phénomènes liés à la redistribution des CR dans la matière.

Dans un troisième temps, des simulations en utilisant le modèle élaboré seront réalisées dans l'optique d'étudier les phénomènes complexes de la distorsion.

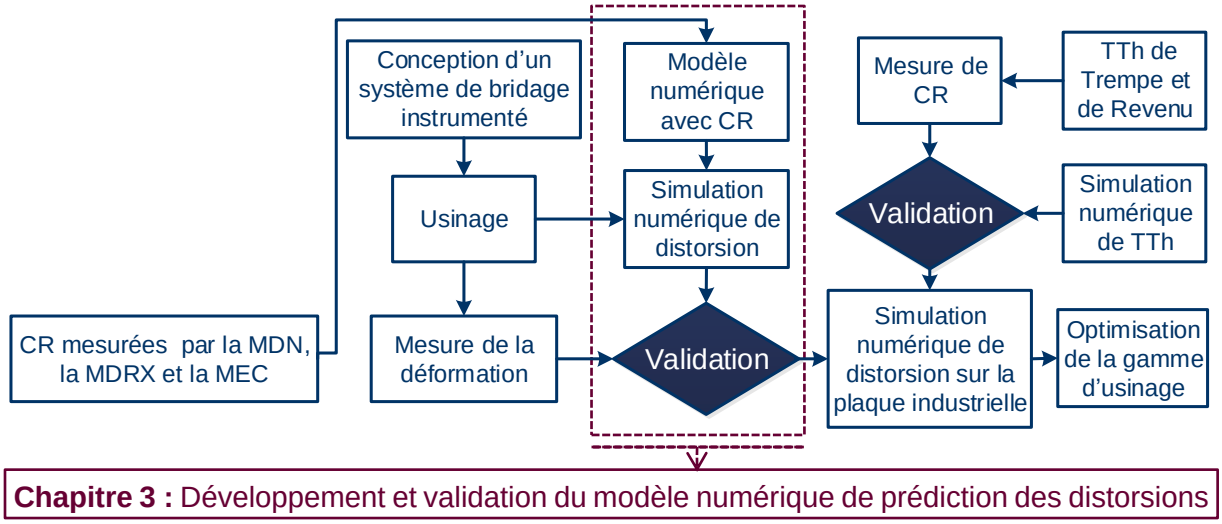


Figure 3.1 Démarche générale de la thèse

3.1. État de l'art sur la modélisation des distorsions

Dans cette section, un aperçu général de la littérature traitant de la prévision de la distorsion sera présenté. Différentes approches de modélisation de l'enlèvement de la matière seront brièvement décrites.

3.1.1. Modélisation analytique et empirique

Fergani et al. [60,61] ont développé une nouvelle méthodologie basée sur la modélisation analytique afin de prédire la flexion des plaques minces. Leur modèle se base sur un algorithme de comportement élastoplastique dans le but de prédire les déformations plastiques dues à l'usinage et donc les CR. Une procédure de relaxation de CR a été appliquée afin de quantifier la déformation élastique lorsque la plaque est déchargée des efforts de coupe. Les résultats ont révélé que l'erreur maximale du modèle représente 30 %. L'avantage de ce modèle est qu'il prédit les CR issues de l'usinage et le profil de distorsion des plaques minces dans diverses conditions de coupe. Néanmoins, ce modèle ne considère pas les CR avant l'usinage.

Toubhans et al. [62] ont développé un modèle empirique combiné pour prédire la distorsion liée à la déformation élastique. Il est composé d'un modèle de prédiction des efforts de coupe par la méthode de discrétisation de l'arête couplée avec un modèle de flexibilité (souplesse). Les résultats ont montré qu'il est possible de prédire avec précision les défauts dus au fléchissement d'un disque lors de l'usinage. L'inconvénient de ce modèle est qu'il est restreint à des conditions de coupe limitées.

3.1.2. Modélisation numérique par « Level-Set Method »

D'alvise et al. [63] ont développé une méthodologie numérique pour la modélisation de la distorsion des pièces aérospatiales. Cette méthodologie, illustrée par la Figure 3.2 :

- Prend en compte des CR issues des procédés qui précèdent l'usinage qui sont le facteur déterminant pour la distorsion dans leur cas. Les CR générées par le procédé d'usinage n'ont pas été considérées dans leur modèle.
- Simule le rééquilibrage progressif des CR après une passe d'usinage.
- Utilise la méthode du « Level-Set » [64,65] pour la représentation des trajectoires de coupe.

Dans leur travail de recherche, le procédé d'usinage en plusieurs passes n'a pas été simulé comme un phénomène thermomécanique dû à l'interaction entre l'outil et la matière, mais comme un processus d'enlèvement de matière simultané.

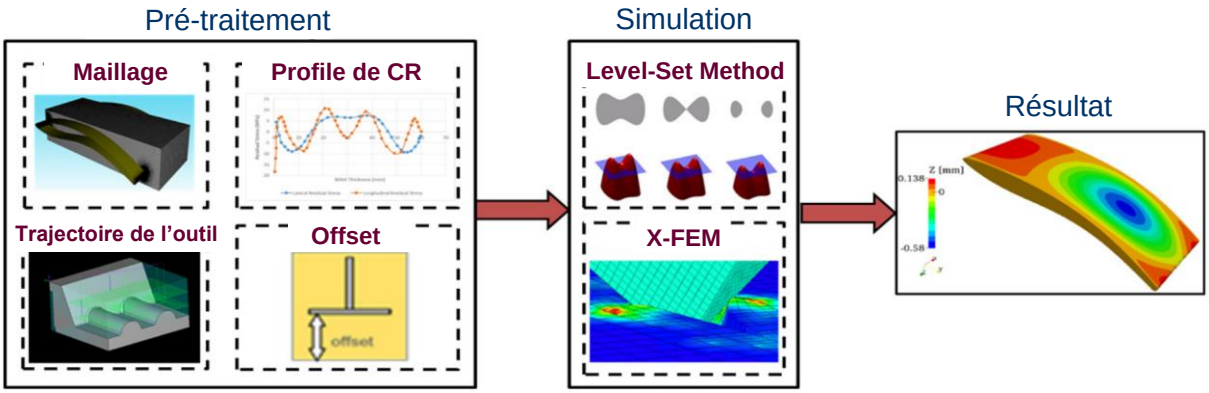


Figure 3.2 Méthodologie pour la modélisation de la distorsion par « Level-Set » [63]

3.1.3. Modélisation en ligne

Poulhaon et al. [66] ont mis en lumière une méthodologie de prédiction de la distorsion basée sur une acquisition de données en ligne lors de l'usinage. La méthode développée fournit un outil qui permet de prévoir les défauts géométriques de la pièce lors de l'usinage et après le débridage. Cette prédiction est basée sur une acquisition de données en ligne. À partir de la forme prédite, il est possible d'anticiper les étapes d'usinage supplémentaires éventuellement requises par la suite.

3.1.4. Modélisation par désactivation « Element birth and death »

La prédiction de la distorsion par la méthode de désactivation des éléments de maillage a été développée par Wang et al. [67]. Cette méthode est basée sur l'enlèvement automatisé d'éléments finis (EF) dans la zone de coupe. Un certain nombre d'améliorations algorithmiques a été apporté afin de faciliter la pseudo-simulation du processus d'usinage à commande numérique. Premièrement, une interface a été développée pour importer les données APT/CL « Automatically Programmed Tool/Cutter Location » générées par les systèmes de CAO/FAO (Conception et fabrication assistées par ordinateur). Ensuite, les trajectoires de coupe ont été générées et utilisées pour la détection automatique de l'intersection entre l'outil de coupe et le maillage d'éléments finis. Le principe de cette méthode est illustré à la Figure 3.3.

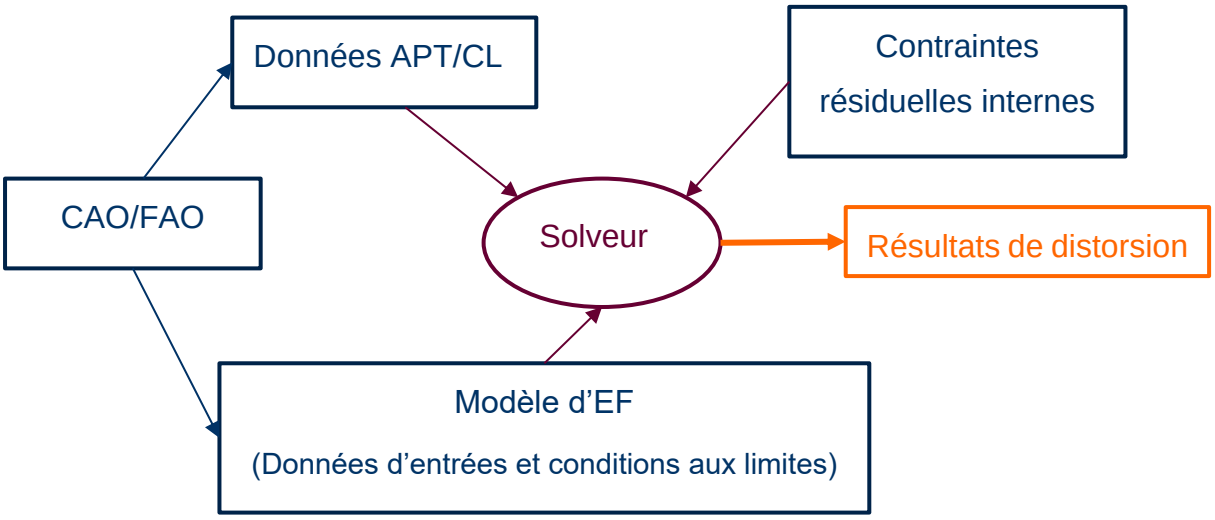


Figure 3.3 Principe de la méthode de désactivation « Element birth and death »

À chaque mouvement incrémental de la fraise, le solveur d'analyse par éléments finis détecte tous les éléments situés dans la trajectoire de coupe. Ces éléments sont ensuite désactivés pas à pas, conformément au procédé d'usinage. Un raffinement de maillage adaptatif local au voisinage de l'outil de coupe a été employé afin d'améliorer la précision dans la zone de coupe (Figure 3.4). Cela permet d'obtenir une représentation plus réaliste du volume enlevé.

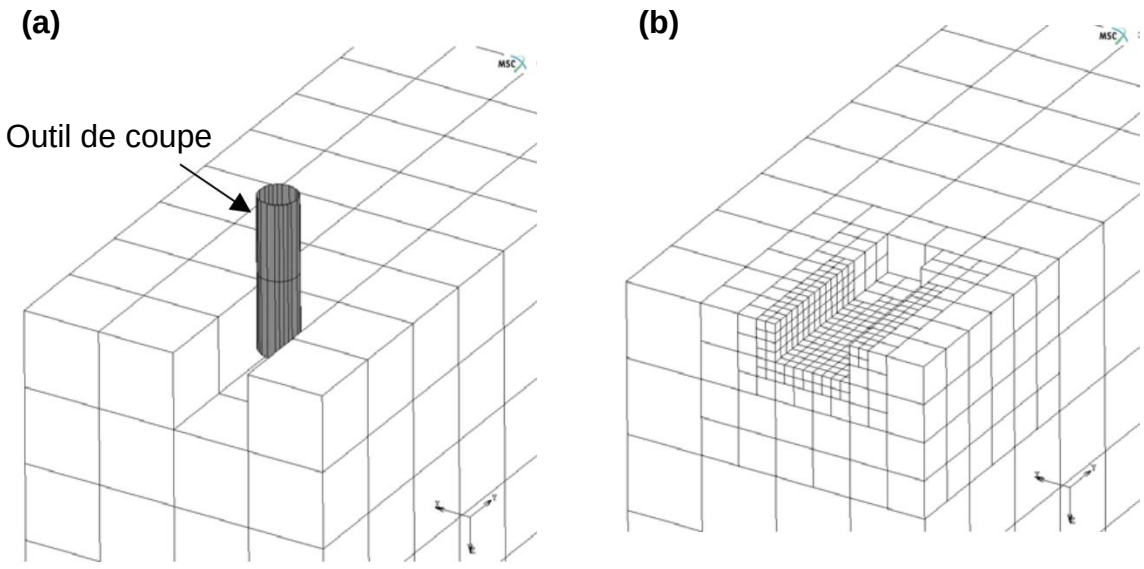


Figure 3.4 (a) Le maillage et le mouvement de l'outil de coupe avant le raffinement adaptatif local de maillage, (b) le maillage après le raffinement adaptatif [67]

La modélisation par désactivation a été déployée dans plusieurs travaux de recherche [52,68–74]. Certaines contributions scientifiques ont amélioré cette méthode en intégrant les chargements thermique et mécanique induits par l'interaction entre l'outil de coupe et la pièce [52,68–70]. L'inconvénient de cette méthode est la forte dépendance du maillage. En effet, il est très compliqué, voire impossible de simuler l'usinage pour des pièces de grandes tailles ou de géométries complexes.

3.1.5. Modélisation par enlèvement massif

Ma et al. [75] ont mis en lumière trois types de modélisation par enlèvement massif des éléments finis. Ces différentes approches sont présentées à la Figure 3.5.

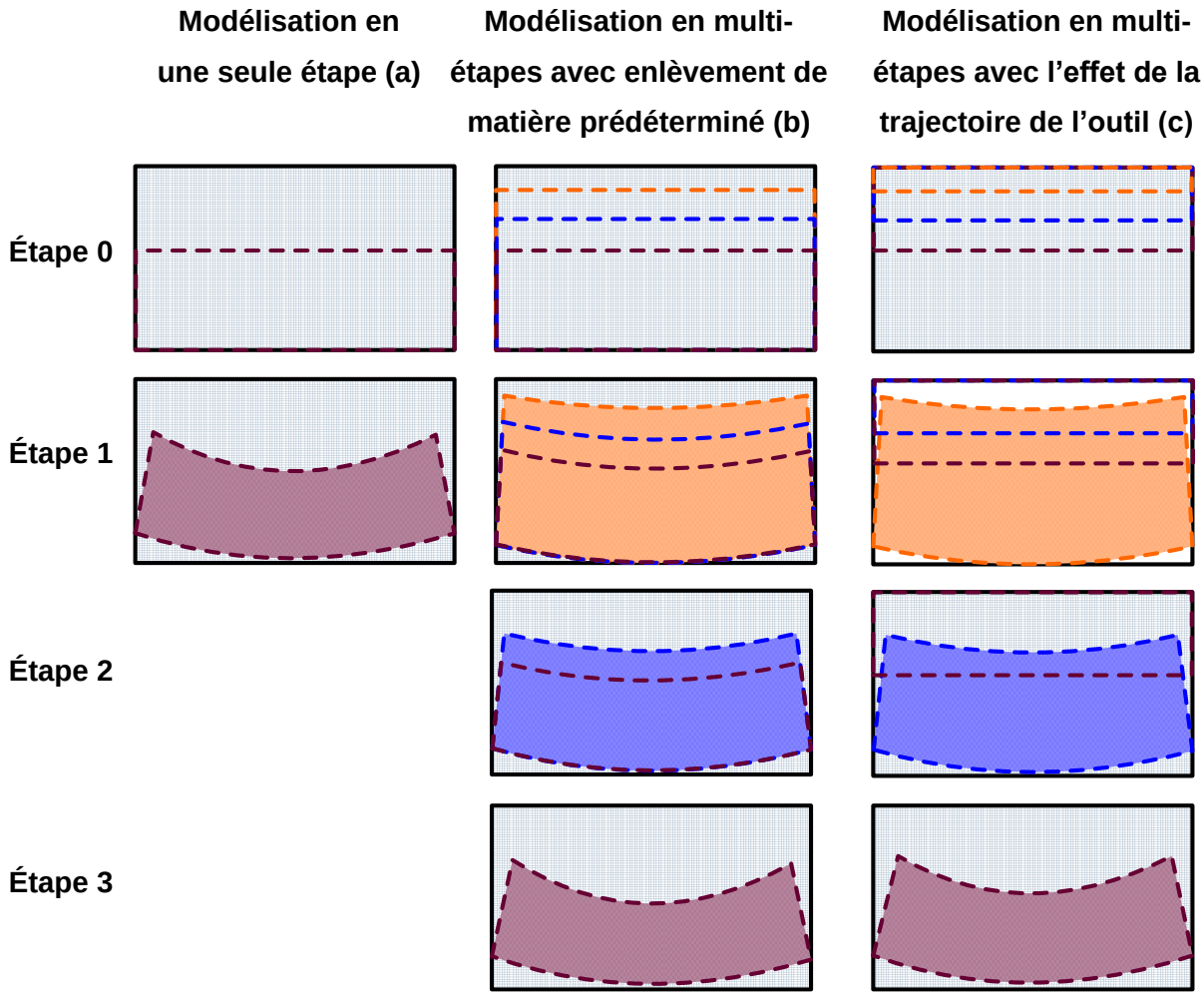


Figure 3.5 Les différentes approches de la modélisation par enlèvement massif

- Modélisation de l'usinage en une seule étape (Figure 3.5.a) : dans ce cas, le matériau est éliminé instantanément en une seule passe d'usinage. Cette modélisation est simple et facile à mettre en œuvre. De plus, elle ne prend

pas beaucoup de temps de calcul. Néanmoins, cette modélisation ne tient pas compte de l'effet de la succession de passes ni de l'effet de séquence dû aux différentes phases de l'usinage. L'effet de la distorsion issue d'une telle passe n'est donc pas pris en compte pendant l'usinage de la passe qui suit.

- Modélisation de l'usinage en multi-étapes avec enlèvement de matière prédéterminé (Figure 3.5.b) : cette approche est semblable à la précédente, mais cette fois-ci la matière est éliminée en plusieurs passes sur la base d'une séquence d'usinage prédéterminée. Une liste de maillages est donc requise pour représenter la pièce à chaque passe en géométrie nominale. En revanche, ce modèle ne tient pas compte de l'influence de l'effet de séquence dans la succession des passes.
- Modélisation de l'usinage en multi-étapes avec effet de la trajectoire de l'outil (Figure 3.5.c) : cette approche considère chaque phase d'usinage. L'enlèvement de la matière suit donc les séquences d'usinage réelles. La représentation du procédé d'usinage est plus réaliste. Elle prend en compte l'effet de la trajectoire réelle parcourue par l'outil de coupe. D'après Ma et al. [75], l'enlèvement de la matière pour cette approche peut être effectué de deux façons :

  - Procédure Booléenne (Figure 3.6.a) : le matériau à l'intérieur de la zone parcourue par l'outil de coupe est retiré afin d'obtenir une nouvelle géométrie par une opération booléenne entre la géométrie actuelle et la zone de la coupe. La nouvelle géométrie suit la forme déformée de l'étape précédente partout sauf là où la coupe est prise. Cette nouvelle géométrie, qui représente la forme de la pièce après usinage, est reprise et les CR sont rééquilibrées afin d'obtenir le nouvel équilibre.

  - Procédure avec remaillage (Figure 3.6.b) : les CR de la géométrie actuelle sont transférées sur la géométrie usinée. Ensuite, un rééquilibrage des contraintes est nécessaire pour obtenir la distorsion résultante. La nouvelle géométrie suit ce qui a été prédéfini à l'avance et non la géométrie déformée de l'étape précédente. Une liste de maillages est donc requise pour représenter la pièce à chaque passe en géométrie nominale.

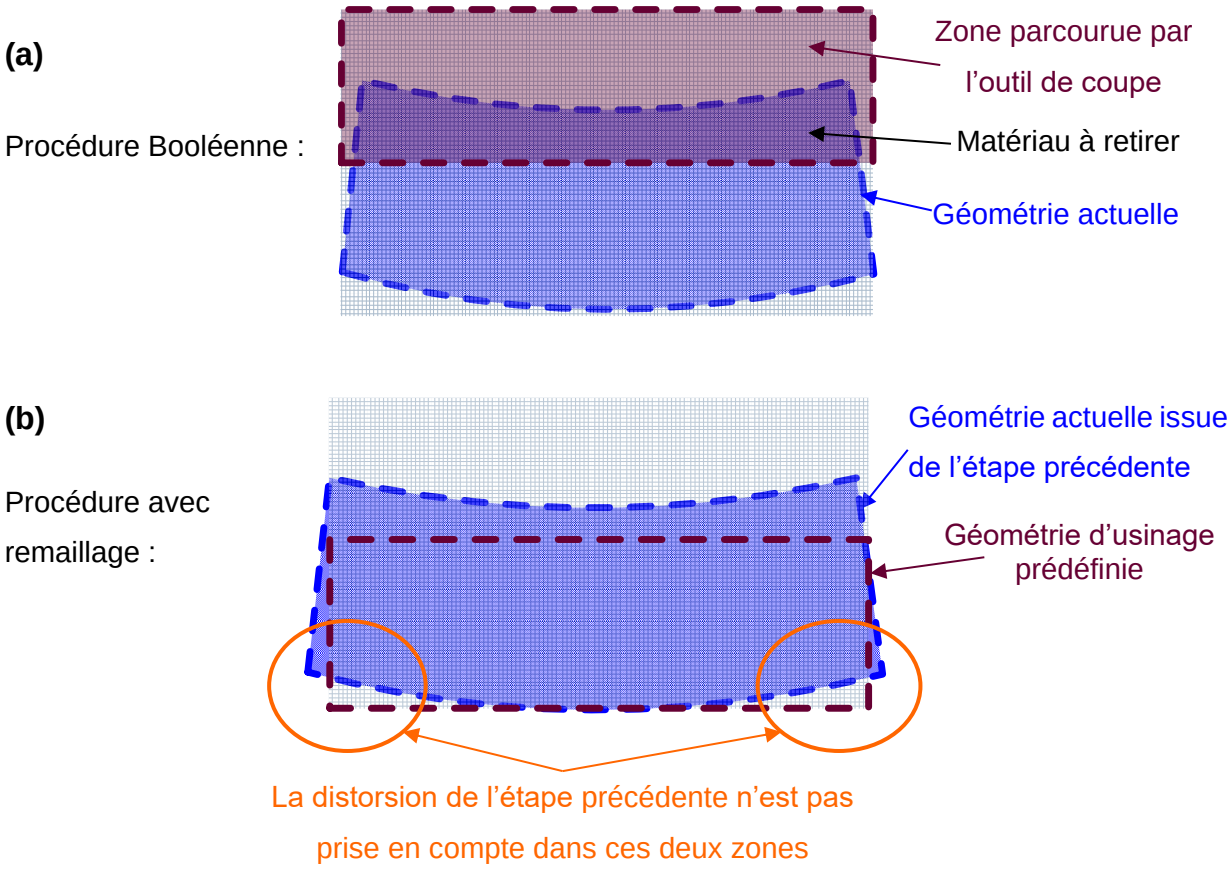


Figure 3.6 Principe de la modélisation de l'usinage en multi-étapes avec l'effet de la trajectoire de l'outil, (a) Procédure Booléenne, (b) Procédure avec remaillage

La modélisation par enlèvement massif est plus réaliste lorsqu'elle est appliquée en tenant compte de l'effet de séquence. Cette approche permet de simuler des pièces complexes en respectant la trajectoire d'usinage [76–78]. Sa mise en œuvre est néanmoins plus complexe et des étapes intermédiaires de remaillage sont nécessaires.

3.2. Approche numérique employée

Dans le cadre de ce travail de recherche, la modélisation par enlèvement massif a été adoptée pour prédire la distorsion. La prédiction de la distorsion a été effectuée en multi-étapes en tenant compte de l'effet de séquence afin d'être plus réaliste à la succession d'enlèvement de la matière [16,48]. Une nouvelle procédure de remaillage a été donc adoptée. L'avantage de cette approche innovante est que le transfert de CR est effectué uniquement sur la surface de coupe. La distorsion issue d'une étape donnée est considérée lors de l'étape qui suit, contrairement à la procédure avec

remaillage classique présentée à la Figure 3.6.b. Le principe de cette nouvelle approche est illustré à la Figure 3.7.

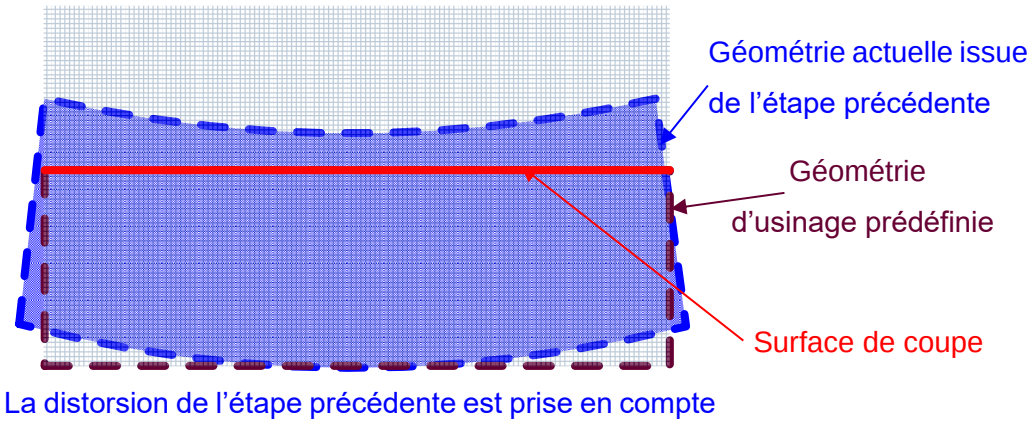


Figure 3.7 Principe de la procédure d'enlèvement de matière employée

L'application de cette procédure s'exécute en présence d'une liste de maillage qui définit la pièce à chaque étape en géométrie nominale. Il est nécessaire également d'identifier les nœuds qui représentent la surface de coupe pour chaque étape. Le transfert des CR s'effectue sur ces nœuds-là. Ensuite, le calcul d'équilibrage s'établit et la nouvelle distorsion se forme. Sachant que l'enlèvement de la matière s'effectue automatiquement depuis la configuration déformée. À noter que la séquence d'usinage a été considérée seulement pendant les passes d'usinage (i.e., les simulations ne tiennent pas compte de l'avance de l'outil de coupe pendant chaque passe).

La modélisation a été effectuée à l'aide du logiciel d'EF SYSWELD © version 12.0 en utilisant l'outil DISTUS d'ESI GROUP. Les contraintes issues de l'usinage n'ont pas été considérées. Ce choix a été pris en se basant sur l'hypothèse formulée au paragraphe 1.3 et vérifiée au paragraphe 2.3.2. En conséquence, le modèle développé peut prédire la distorsion pour n'importe quel procédé de mise en forme par enlèvement de matière tout en considérant que les nouvelles contraintes qui peuvent être générées ne sont pas influentes sur la distorsion.

3.3. Validation de la modélisation des distorsions (application de surfaçage)

En première approche, les résultats de distorsion issus du modèle numérique développé ont été comparés avec ceux obtenus après les essais de la MEC

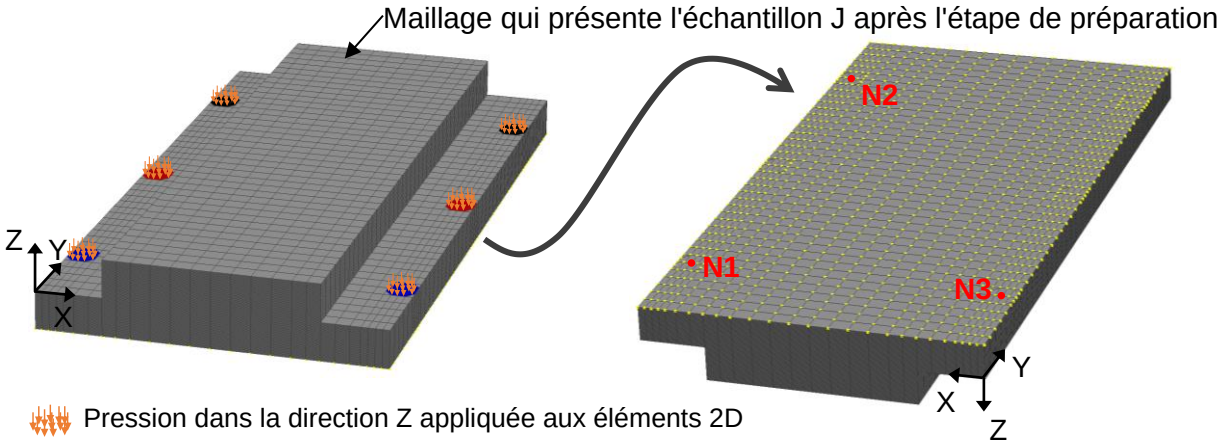
(application du surfaçage). Plusieurs simulations de coupe ont été donc faites afin de prédire la distorsion. La comparaison est effectuée sur la base d'une méthodologie bien définie afin de vérifier la robustesse et la fiabilité du modèle pour une succession de processus (MEC) dont les conditions géométriques varient d'une simulation à une autre.

3.3.1. Description du modèle numérique

Dix simulations principales ont été réalisées en appliquant la même méthodologie et les mêmes conditions expérimentales que les essais d'enlèvement des couches. Le modèle prend en compte à la fois l'effet de séquence et les conditions de bridage. Le nombre de couches à enlever pour chaque simulation est présenté dans le Tableau 1.4.

Le bridage a été simulé avec une pression qui a été appliquée suivant la direction Z à la surface de contact de chaque vis, correspondant à un effort de 10 kN/vis. Les nœuds des éléments 2D qui définissent chaque vis sont bloqués dans les directions X et Y, et le contact entre les vis et la pièce est considéré sans frottement. Un contact sans frottement a été également défini entre la platine et la pièce. Afin de réduire le temps de calcul, la platine a été définie par un ensemble de nœuds. La dernière étape de chaque simulation consiste à éliminer les pressions de serrage pour simuler la phase de débridage.

Après avoir effectué une étude de sensibilité au maillage, le modèle a été construit avec des éléments hexaédriques (à 8 nœuds), à l'exception des éléments raffinés situés sous les positions des vis. La largeur de l'élément varie entre 2 et 5,6 mm et la longueur et la profondeur sont respectivement fixées à 5 et 0,25 mm. L'erreur relative déterminée par rapport à la flèche maximale en multipliant le nombre des mailles sur la longueur (la distorsion est plus importante suivant la longueur) est égale à 3,9 %. Les conditions aux limites et le maillage de l'échantillon J (Tableau 1.4) après l'étape de préparation sont présentées à la Figure 3.8. Comme il est montré à cette figure, les nœuds N1, N2 et N3 sont bloqués afin de fixer isostatiquement la pièce tout en permettant sa déformation (i.e., afin d'assurer un maintien isostatique de la pièce). La première étape de chaque simulation est dédiée à simuler la phase de préparation à partir de la tôle mère. Le nombre d'étapes de chaque simulation est égal au nombre de couches à enlever par échantillon (Tableau 1.4) plus deux étapes supplémentaires (préparation et débridage).



Pression dans la direction Z appliquée aux éléments 2D

- Nœuds rouges (attachés à la pièce) :

Nœud **N1** : bloqué suivant les directions X, Y et Z ($u_X = u_Y = u_Z = 0$)

Nœud **N2** : bloqué suivant les directions X et Z ($u_X = u_Z = 0$)

Nœud **N3** : bloqué suivant la direction Z ($u_Z = 0$)

- Nœuds jaunes (détachés à la pièce) : ensemble de nœuds qui définit la platine d'effort

Figure 3.8 Le maillage et les conditions aux limites après l'étape de préparation de l'échantillon J

Le critère de plasticité de Von Mises avec écrouissage isotrope a été employé. Comme mentionné au paragraphe 1.2.1, les données thermomécaniques ont été fournies par l'industriel et elles sont confidentielles.

Une distribution de CR $\sigma_{YY,\,NUM}$ a été définie par le calcul à partir des résultats expérimentaux présentés à la Figure 1.16. Cette distribution a ensuite été intégrée dans le modèle de distorsion. La répartition des CR numériques $\sigma_{YY,\,NUM}$ et expérimentale avant l'enlèvement de la matière est représentée à la Figure 3.9.

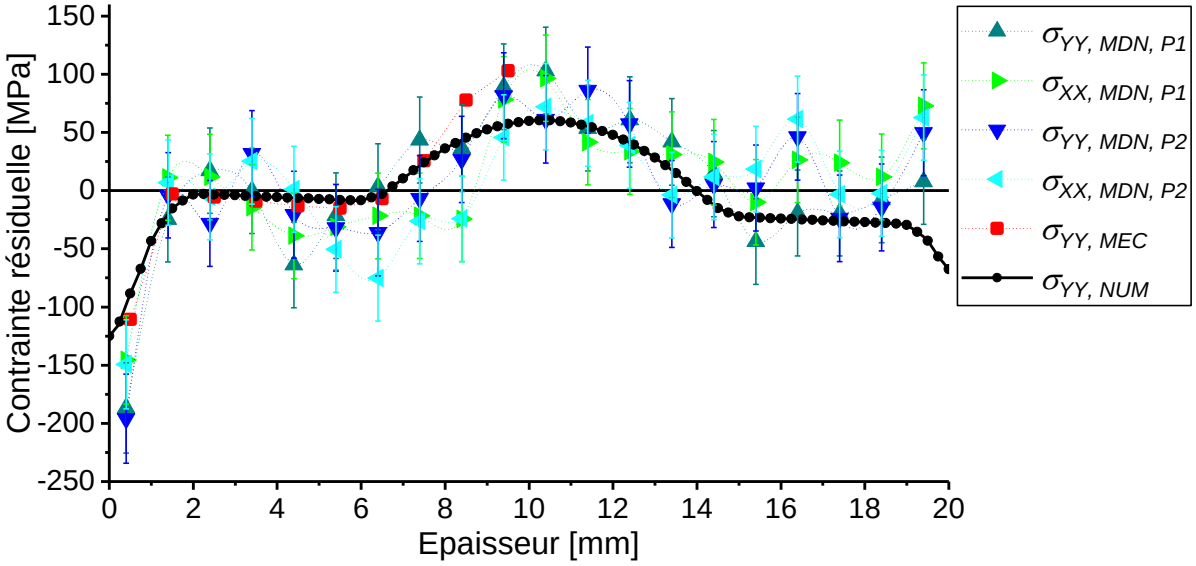


Figure 3.9 Distribution de contraintes numérique $\sigma_{YY,\ NUM}$ et expérimentale avant l'enlèvement de la matière

3.3.2. Résultats numériques de distorsion

La flèche maximale *d* sur la ligne médiane (Figure 1.13) a été adoptée comme critère de distorsion afin de valider le modèle numérique. L'évolution de cette flèche en fonction de l'épaisseur de matière enlevée est illustrée à la Figure 3.10. À noter que chaque point présenté à cette figure correspond à un essai ou à une simulation.

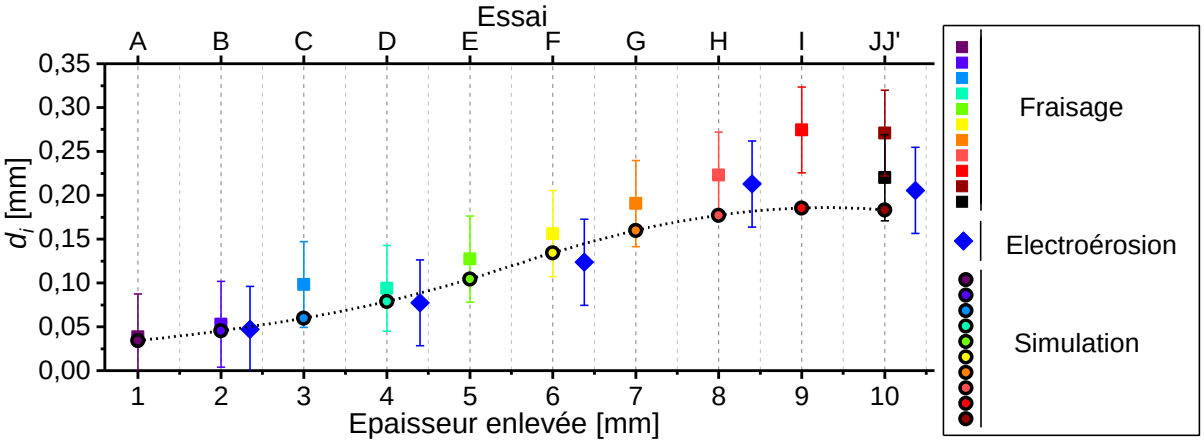


Figure 3.10 Évolutions numériques et expérimentales de la flèche maximale sur la médiane

La première observation est que la différence entre les flèches maximales obtenues par simulation numérique et par les essais de fraisage est relativement faible. Néanmoins, l'écart entre ces deux types de résultats augmente progressivement avec la quantité de matière enlevée. En revanche, les résultats numériques sont bien corrélés avec les flèches issues de l'électroérosions à fil. Cette observation suggère que l'origine de l'augmentation de l'écart constatée entre les résultats issus de la simulation et du fraisage est peut-être due aux CR induites par le fraisage.

La deuxième observation met en évidence un point d'inflexion dans l'augmentation de la flèche maximale à 6 mm d'épaisseur enlevée (i.e., une augmentation exponentielle de la flèche maximale a été constatée jusqu'à une épaisseur de matière enlevée égale à 6 mm et une augmentation logarithmique a été remarquée au-delà de cette épaisseur). Cette observation est cohérente aux réflexions issues de la Figure 1.15. Comme indiqué au paragraphe 1.3.3, l'interprétation de ces observations peut être effectuée numériquement en analysant la distribution des contraintes après l'enlèvement de la matière et avant débridage. Le déséquilibre des contraintes avant le débridage et après l'enlèvement de la matière peut être représentatif au niveau de la distorsion. Ce balancement peut être déterminé à partir de l'intégrale de la CR à travers l'épaisseur (avant le débridage). La Figure 3.11.a montre les distributions des contraintes numériques $\sigma_{YY,\,NUM}$ à travers l'épaisseur au centre de chaque plaque. Le calcul de l'intégrale de chaque distribution de contraintes est présenté à la Figure 3.11.b. L'évolution des intégrales déterminées a été représentée dans la même figure avec celle de la variation de la flèche maximale, sachant que cette variation a été calculée à partir de la dérivée de l'évolution de la flèche en fonction de l'épaisseur de la matière enlevée (Figure 3.10).

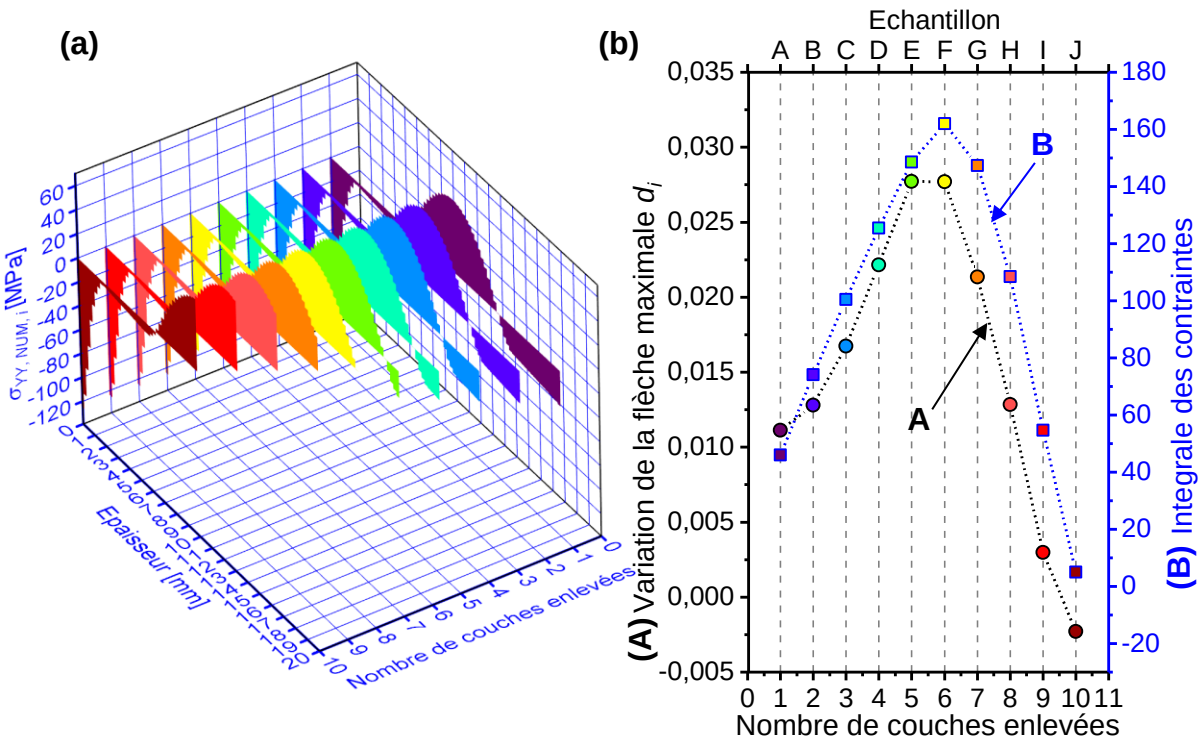


Figure 3.11 (a) Les distributions de contraintes numériques $\sigma_{YY,\,NUM}$ à travers l'épaisseur au centre de chaque plaque, (b) comparaison entre les évolutions des intégrales des contraintes avant le débridage et la variation de la flèche maximale après le débridage.

La Figure 3.11.b révèle que les deux évolutions (les intégrales des contraintes avant le débridage et la variation de la flèche maximale après le débridage) suivent la même trajectoire. Ces résultats expliquent donc la grande variation de distorsion lorsque les couches retirées sont situées près de la surface et la faible variation de distorsion lorsque les couches retirées se trouvent près du centre.

La Figure 3.12 montre la distribution numérique des CR $\sigma_{YY,\,NUM}$ au centre de la plaque en fonction de l'épaisseur restante (après le débridage). Contrairement à ce qui a été présenté à la Figure 3.11.a, celle-ci montre que les CR sont en équilibre après le débridage.

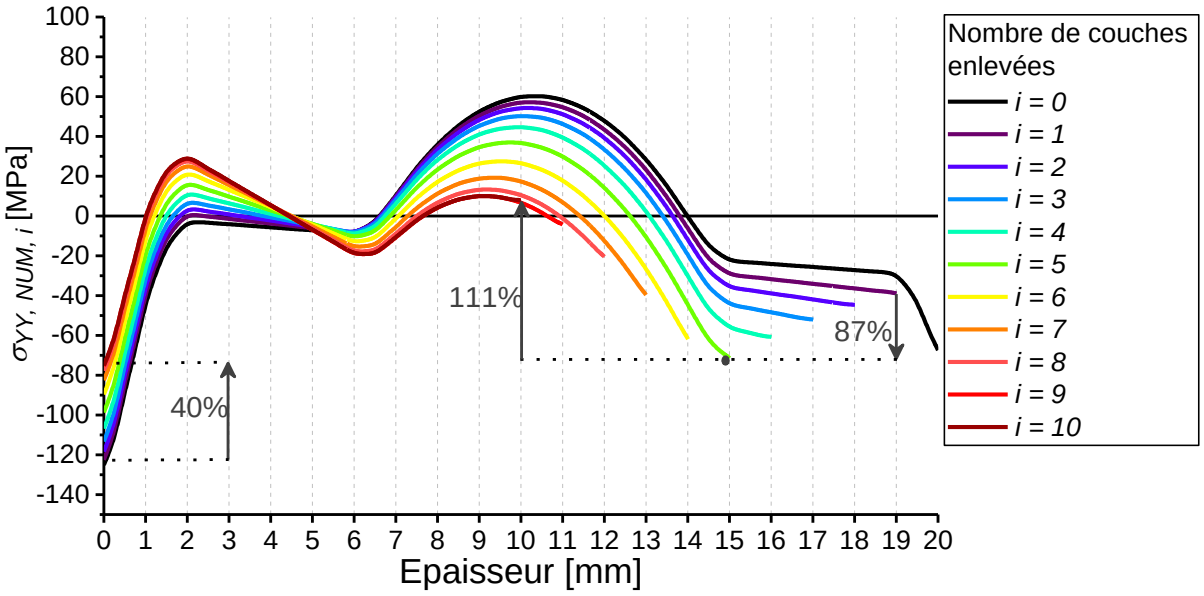


Figure 3.12 Distribution numérique des CR $\sigma_{YY,\,NUM}$ au centre de la plaque en fonction de l'épaisseur après le débridage

Au vu de ces résultats, la CR de compression a diminué de 40 % juste sous la surface inférieure lorsque les couches sont successivement enlevées. Néanmoins, la contrainte de compression juste sous la face usinée a augmenté jusqu'à un seuil. La CR dans ce cas s'élève de 87 % jusqu'à un seuil de 5 couches de matière enlevée (ce qui correspond à 5 mm, cette épaisseur représente un quart de l'épaisseur initiale). Cependant, la CR de compression juste sous la face usinée a diminué de 111 % à partir de 5 mm jusqu'à la moitié de l'épaisseur de matière retirée. Ces observations renforcent les interprétations sur l'évolution de la distorsion après l'usinage mentionné au paragraphe précédent. La distorsion après usinage peut être minimisée lorsque l'enlèvement de la matière est effectué symétriquement le long de l'épaisseur (matériau usiné à partir des deux faces), car les CR se rééquilibrent d'une manière symétrique en enlevant la même quantité de matière sur les faces opposées de la pièce.

3.4. Validation de la modélisation du bridage (application de surfaçage)

La validation de la prédiction des efforts de bridage a été réalisée en utilisant l'effort total $F_{C,\,Total}$ comme paramètre d'analyse (Eq. (2.3)). Il est indiqué au paragraphe 2.5.1 que l'influence de l'incertitude de l'effort de bridage initial ($F^{0}_{C,\,Total}$ = 6 × (10 ± 0.2) kN) sur l'évolution de ce dernier au cours de l'usinage doit

être étudiée numériquement. Deux simulations ont été donc effectuées avec deux efforts de bridage initiaux différents tout en restant dans la plage de l'incertitude (± 0,2 kN/vis → ± 1,2 kN/6vis). La première simulation a été réalisée avec une pression théorique équivalente à un effort de 60 kN (il est difficile d'obtenir précisément cette valeur sur les essais expérimentaux). La deuxième simulation a été effectuée avec une pression équivalente à l'effort de bridage obtenue pratiquement (i.e., avec incertitude) durant l'essai de l'échantillon J. Cet essai a été choisi comme référence pour les deux simulations vu le nombre maximal de couches enlevées (Tableau 1.4). La Figure 3.13 montre l'évolution des efforts de bridage expérimentaux en comparaison avec celle des efforts numériques lors de l'enlèvement de la matière.

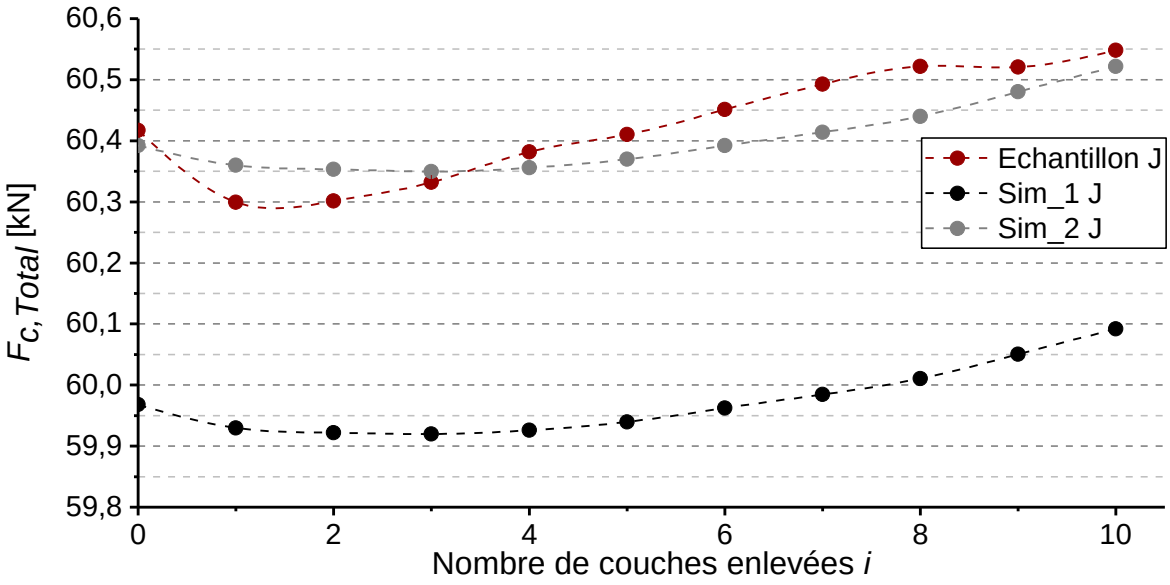


Figure 3.13 Évolution des efforts de bridage expérimentaux et numériques lors de l'enlèvement de la matière

La Figure 3.13 montre que l'évolution des efforts de bridage obtenus numériquement suit bien l'évolution des efforts de bridage expérimentaux. Une fois que toutes les couches ont été retirées de l'échantillon J, l'effort de bridage a augmenté de 124 N en simulation numérique, tandis qu'elle a augmenté de 131 N durant l'essai expérimental, ce qui représente une différence de 7 N seulement.

Les résultats des simulations (Sim_1 J et Sim_2 J) mettent en évidence que l'incertitude due à l'effort de bridage initial n'a pas d'effet sur l'évolution des efforts de bridage lors de l'enlèvement de matière. Comme il est présenté à la Figure 3.14, l'écart

maximal déterminé pendant l'évolution de l'effort de bridage pour une incertitude de 424 N représente seulement 2 N.

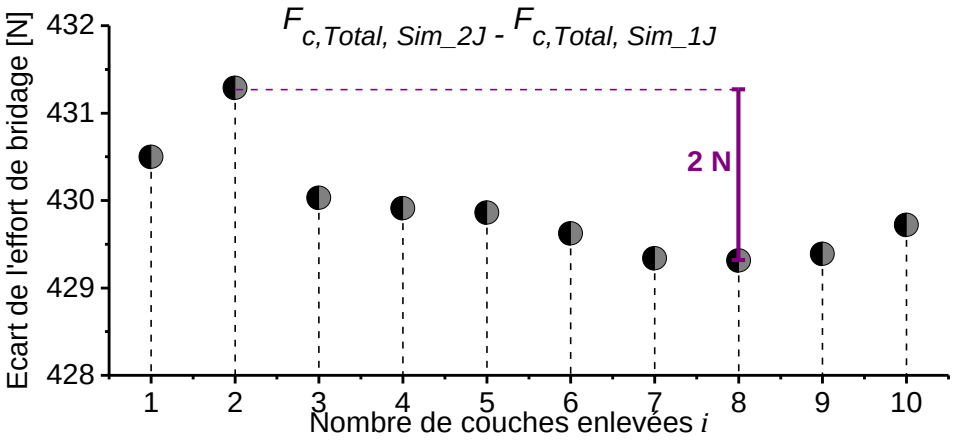


Figure 3.14 Écart entre les deux évolutions des efforts de bridage numérique

3.5. Simulation de la distorsion des plaques rainurées

L'objectif de cette section est d'étudier numériquement la distorsion issue d'une opération de rainurage. Les simulations ont été effectuées en appliquant la même méthodologie et les mêmes conditions expérimentales (Tableau 2.3).

3.5.1. Description du modèle numérique

Comme mentionné au paragraphe 3.2, le modèle EF prend en compte à la fois l'effet de séquence et les conditions de bridage. Le nombre des étapes pour chaque simulation dépend de la profondeur de passe adoptée. Par exemple, en utilisant a_p égale à 1 mm, il s'agit de 45 étapes principales (15 passes pour chacune des 3 rainures) plus deux étapes supplémentaires (préparation et débridage), donc en totale, il s'agit de 47 étapes par simulation. En revanche, 17 étapes au total sont nécessaires lorsque la profondeur de passe est égale à 3 mm.

Comme présenté à la Figure 3.15, les efforts de bridage ont été appliqués sous la forme d'une pression à la surface de contact de chaque vis suivant la direction Z. Les nœuds des éléments 2D qui définissent chaque vis sont libres dans les directions X et Y.

Le modèle a été défini en utilisant des éléments hexaédriques. Après une étude de sensibilité sur le maillage, la largeur de chaque élément varie entre 1,8 et 4 mm, la longueur et la profondeur sont respectivement fixées à 5 et 0,25 mm. L'erreur relative

déterminée par rapport à la flèche maximale en multipliant le nombre des mailles sur la largeur (la distorsion est plus importante suivant la largeur) est égale à 3,7 %. Le contact entre la pièce et la platine d'efforts a été supposé sans frottement. A l'instar de ce qu'il a été présenté à la Figure 3.8, trois nœuds situés à la face de dessous ont été bloqués afin d'assurer un maintien isostatique de la pièce. Un modèle de plasticité avec écrouissage isotrope a été adopté pour toutes les simulations.

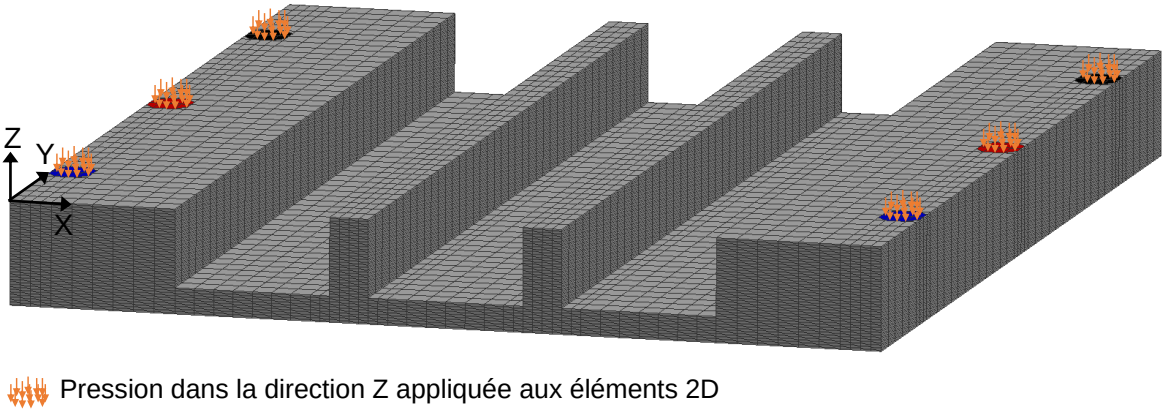


Figure 3.15 Le maillage et les conditions aux limites d'un échantillon après le rainurage numérique

3.5.2. Résultats numériques de distorsion

Les résultats numériques de distorsion ont été comparés avec les mesures issues des essais de rainurage. La Figure 3.16 présente les distorsions obtenues numériquement et expérimentalement.

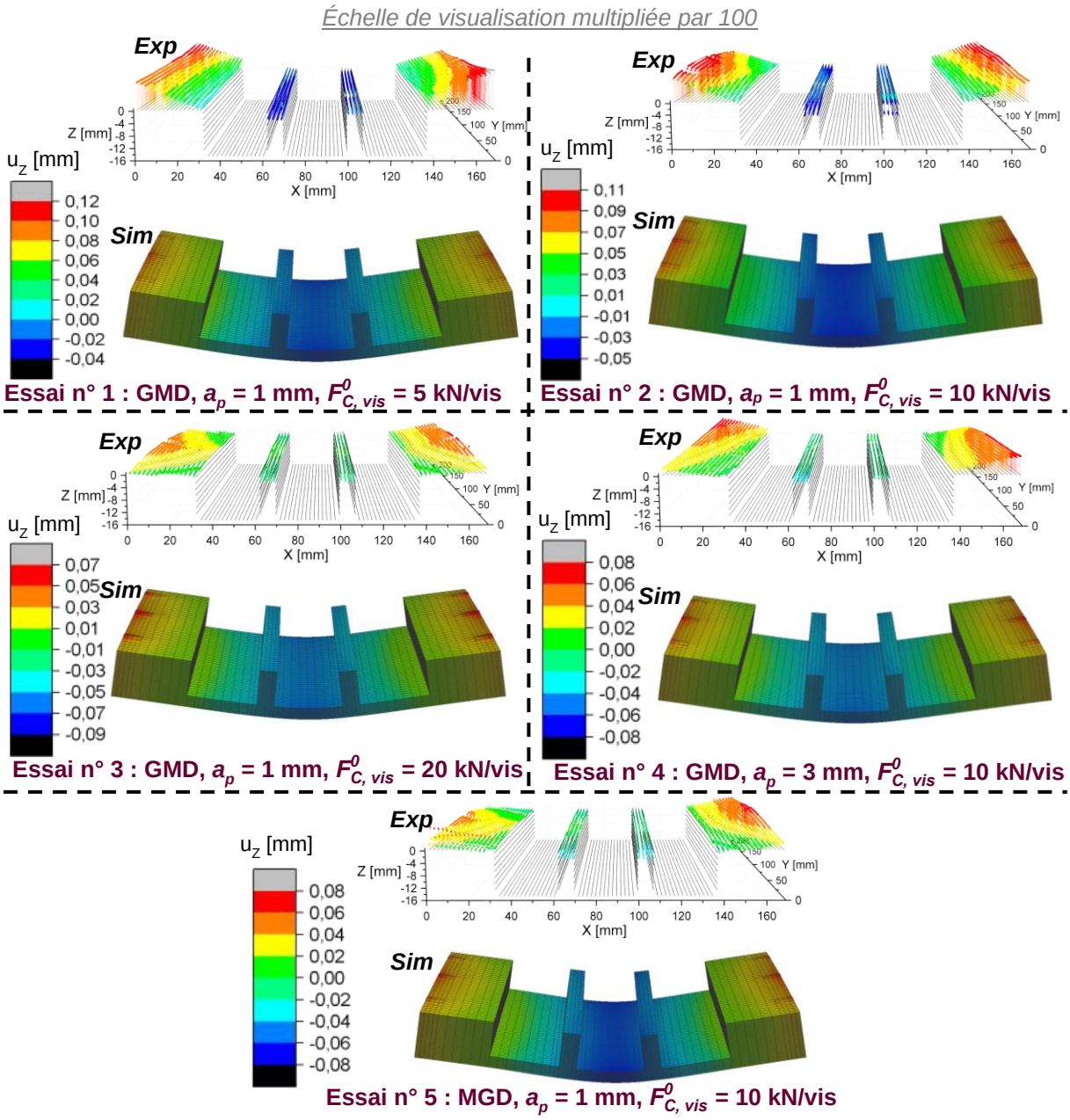


Figure 3.16 Les distorsions expérimentales (***Exp***) et numérique (***Sim***) des essais de rainurage

À l'instar des résultats numériques de surfaçage, les résultats de simulation de l'opération de rainurage sont aussi en bon accord avec les essais expérimentaux. Cependant, les résultats du modèle numérique ont montré une certaine régularité même en changeant les conditions d'usinage (efforts de bridage, profondeurs de passes et trajectoire de l'outil de coupe).

La deuxième observation met en évidence une faible torsion visible dans les résultats expérimentaux tandis que ce phénomène n'a pas été observé par la simulation numérique.

Ces deux observations peuvent être expliquées par deux raisons principales. D'une part, la simulation ne tient pas compte de l'effet de séquence sur l'avance de l'outil, car une passe d'usinage est enlevée en une seule étape. Numériquement, l'effet de séquence a été adopté seulement entre les passes ce qui entraine une redistribution des contraintes toujours symétriques suivant le sens de l'usinage. D'autre part, les contraintes générées par le procédé d'usinage peuvent être influentes pour ce type d'application (rainurage). En réalité, ces contraintes sont cumulées dans les raidisseurs des rainures, contrairement au procédé de surfaçage où les nouvelles contraintes générées par usinage sont supprimées au fur et à mesure des couches enlevées (elles ne sont présentes qu'à la dernière couche).

Aux vues des observations menées précédemment, la simulation numérique de la distorsion doit être améliorée en ajoutant l'effet mécanique et thermique de l'usinage d'une part, et en tenant compte de l'avancement de l'outil d'autre part. Les résultats numériques ont montré également que l'effet des CR issues de l'usinage sur la distorsion dépend non seulement de la géométrie des pièces et des conditions de coupe, mais aussi du type d'opération d'usinage adopté (surfaçage ou rainurage).

3.6. Influence de l'effet de séquence sur les distorsions

L'objectif de cette partie est d'analyser les avantages de simuler la distorsion en considérant l'effet de séquence. Pour ce faire, une comparaison a été effectuée pour trois simulations. La première est dédiée à simuler l'enlèvement de matière en bloc avec une seule étape (sans tenir compte de l'effet de séquence). La deuxième et la troisième correspondent respectivement aux essais n° 2 et 4 (Tableau 2.3) dont la profondeur de passe a été modifiée, donc l'effet de séquence peut être identifiable. Les résultats de distorsion des trois simulations sont présentés à la Figure 3.17.

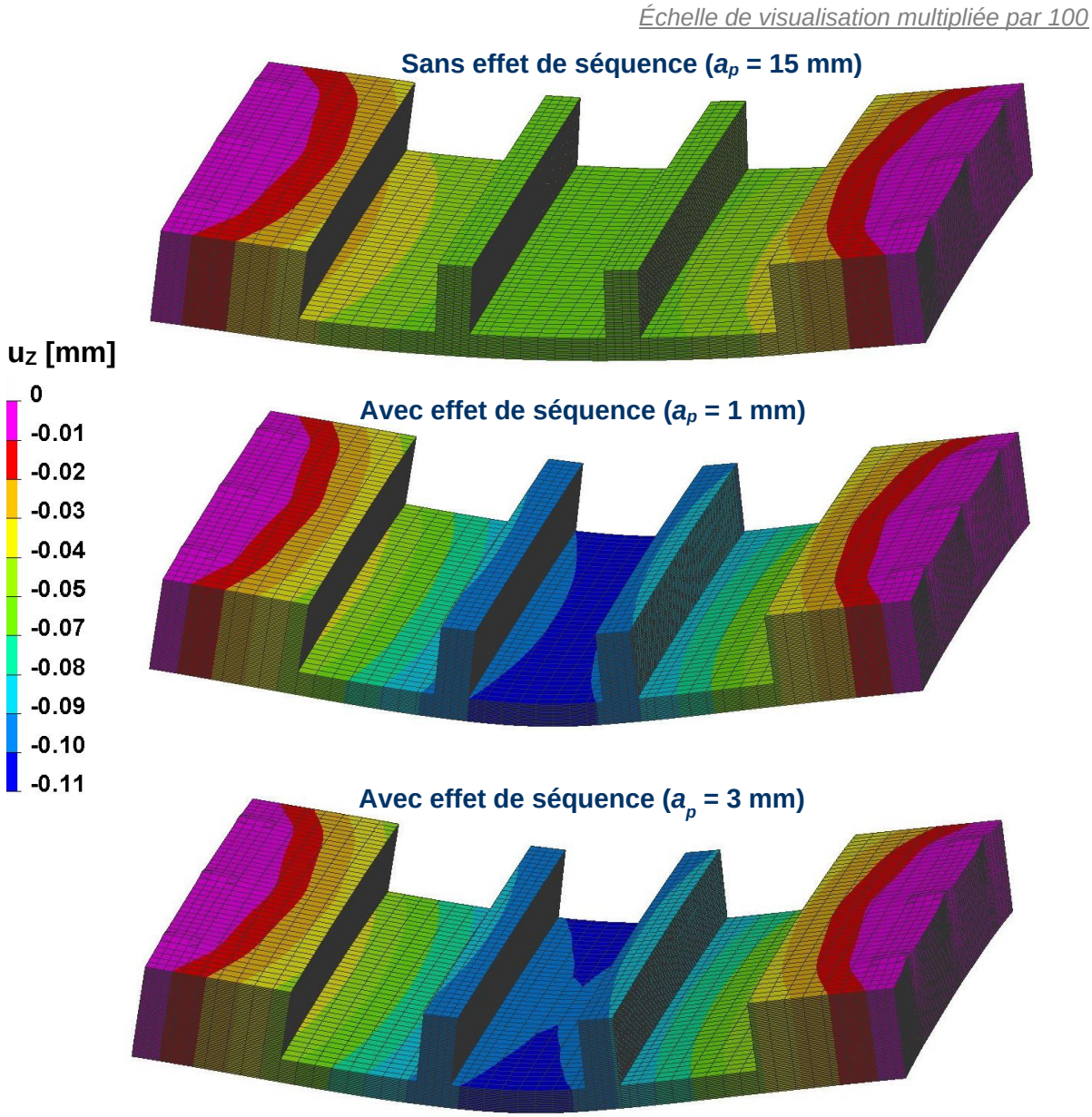


Figure 3.17 Comparaison des distorsions numériques avec et sans effet de séquence

La première observation met en évidence que la distorsion pour une simulation qui prend en compte l'effet de séquence est plus importante que celle issue d'une simulation effectuée en une seule étape (i.e., sans effet de séquence).

À l'instar de ce qui a été trouvé expérimentalement, la distorsion est légèrement plus faible en adoptant une profondeur de passe importante.

Ces observations ont mis en lumière l'importance de l'effet de séquence pour les simulations de distorsion.

3.7. Influence de l'effet de bridage sur les distorsions

L'analyse de l'effet de bridage sur la distorsion a été effectuée numériquement en étudiant l'effet de l'effort de bridage sur la redistribution des contraintes lors de l'usinage. La Figure 3.18 met en évidence l'effet du système de bridage sur la distribution des contraintes dans les directions Y et Z avant et après débridage. Seuls les résultats numériques de l'essai de l'échantillon J (Tableau 1.4) ont été présentés, sachant que les phénomènes remarqués sont présents pour toutes les autres simulations.

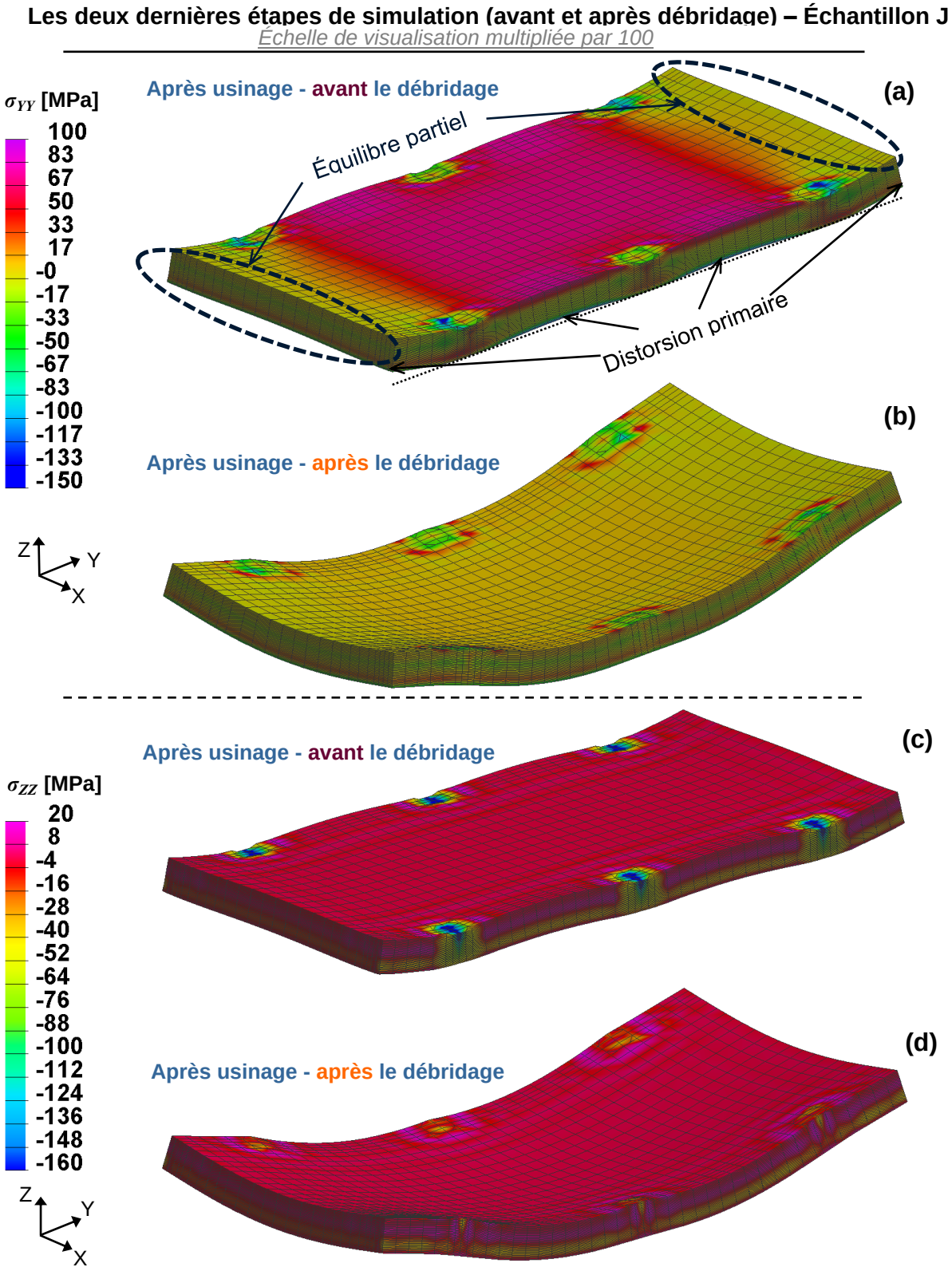


Figure 3.18 Distribution numérique des CR, (a) $\sigma_{YY,\ NUM}$ après usinage et avant débridage, (b) $\sigma_{YY,\ NUM}$ après usinage et après après débridage, (c) $\sigma_{ZZ,\ NUM}$ après usinage et avant débridage, et (d) $\sigma_{ZZ,\ NUM}$ après usinage et après débridage

Les Figures 3.18.a et 3.18.c montrent la distribution des contraintes avant le débridage lorsque l'échantillon est complètement usiné. Il est clair que les contraintes externes générées par l'effort de bridage peuvent influencer la répartition des contraintes dans la matière (superposition des champs de contraintes). Dans ce cas, les contraintes ne sont pas équilibrées. En revanche, après le débridage (Figures 3.18.b et 3.18.d), les CR sont en équilibre total. Dans cet état de débridage, la répartition des CR à travers l'épaisseur présente des gradients importants dans la zone d'application du bridage.

Dans le premier cas (avant le débridage), la Figure 3.18.a montre un équilibre partiel des contraintes, et celles-ci sont réparties de manière non uniforme à travers l'épaisseur. Cet équilibre partiel est visible dans les zones à faible sollicitation mécanique de bridage. La distorsion primaire constatée dans ce cas est l'image de cet équilibre partiel. Cette distorsion initiale induite progressivement après l'enlèvement successif de la matière influe sur la distorsion après le débridage (Figure 3.18.b). En conséquence, l'équilibre partiel des contraintes intervenant avant le débridage affecte la distorsion globale et explique l'influence du bridage sur la distorsion d'usinage. L'effet de séquence pris en compte pour toutes les simulations est donc significatif, car le modèle considère les distorsions primaires générées après chaque enlèvement de matière.

Expérimentalement, ce phénomène peut être vérifié en examinant l'état de surface de la face de coupe lors du dégagement de la fraise. Si l'outil de coupe usine à l'arrière du dégagement, cela signifie qu'il s'agit bien d'une distorsion primaire. L'usinage par l'arrière peut être vérifié en contrôlant les traces de fraisage sur la face de coupe. La Figure 3.19 présente la conséquence de la distorsion primaire (Figure 3.18.a) sur le surfaçage.

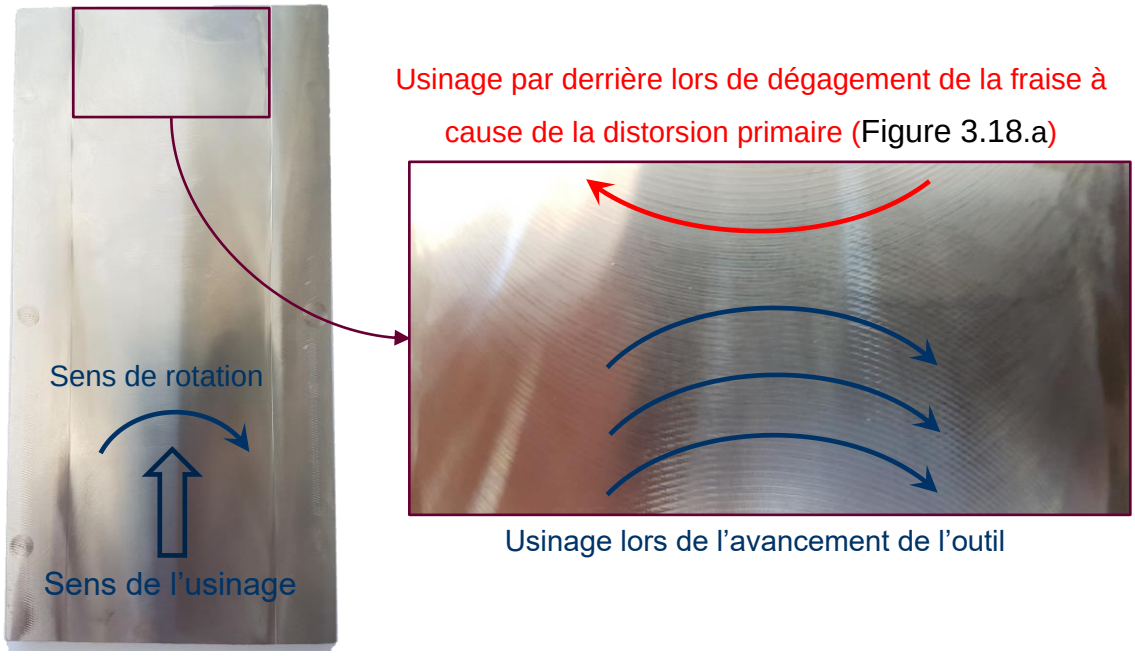


Figure 3.19 État de surface de la face de coupe lors de dégagement de la fraise

Cette constatation souligne l'importance de considérer l'effet de séquence en simulation, même pendant l'avancement de l'outil de coupe.

3.8. Conclusion

L'état de l'art présenté au début de ce chapitre révèle différentes approches de prédiction de la distorsion. Au regard des contributions issues de la littérature, il existe encore des lacunes dans la modélisation de l'enlèvement de la matière. Les limitations existantes dans ces modèles et la complexité de la prédiction de distorsion s'expliquent par la prise en compte de multiples facteurs (forme de pièces, stratégie d'usinage, l'effet de séquence, CR issues de l'usinage, CR internes avant l'usinage, …).

Dans ce travail de recherche, un modèle numérique de distorsion a été développé. Celui-ci s'applique pour n'importe quels procédés d'enlèvement de matière tout en supposant que ces derniers ne génèrent pas ou très peu de CR. Le modèle numérique réalisé ici considère à la fois l'effet de séquence et le bridage.

Dans un premier temps, la validation de ce modèle a été réalisée en comparant les résultats des simulations avec les essais de surfaçage (les essais de la MEC et de l'électroérosion à fil). Les résultats numériques ont révélé une très bonne corrélation avec les mesures expérimentales issues du procédé d'électroérosion. Cependant, la

comparaison des résultats numériques et expérimentaux issus du fraisage a dévoilé une faible erreur de prédiction de la flèche maximale (Figure 3.10) qui évolue au fur et à mesure que les couches sont enlevées. Cela a été expliqué du fait que les CR générées par le procédé de fraisage ne sont pas considérées dans la simulation numérique. Néanmoins, à cause de la faible incertitude de prédiction, l'effet de ces contraintes peut être négligé pour le cas de l'application de surfaçage.

Toutefois, en appliquant ce modèle à une opération de rainurage, les résultats numériques ont révélé une certaine erreur, sachant que l'ordre de grandeur de prédiction est assez fiable. L'interprétation des résultats met en évidence que l'effet des CR générées par l'usinage sur la distorsion dépend non seulement de la géométrie des pièces et des conditions de coupe, mais aussi du type d'opération utilisée (surfaçage ou rainurage).

Plusieurs phénomènes complexes ont été dévoilés et expliqués à partir des résultats numériques tels que :

- L'influence du déséquilibre des contraintes sur l'évolution de la distorsion ;
- Un seuil d'enlèvement de matière à partir duquel la variation de la distorsion devient plus faible. Sachant que ce seuil dépend du profil de CR ;
- La distorsion primaire au cours de l'usinage et son influence sur la distorsion globale ;
- L'effet du bridage sur la distribution des contraintes et donc sur la distorsion ;

Les résultats numériques ont mis en lumière l'importance de la considération de l'effet de séquence et le bridage dans la prédiction de distorsion. Le modèle de distorsion peut être amélioré en adoptant l'effet de séquence à chaque avance de l'outil de coupe et d'introduire les effets mécanique et thermique générés par le procédé d'enlèvement de matière. Néanmoins, le modèle numérique avec sa configuration actuelle peut prédire les distorsions avec une erreur faible.

Dans le cadre de ce travail de recherche, le procédé d'enlèvement de la matière à appliquer pour les plaques industrielles n'est pas encore défini. De ce fait, le modèle développé peut être appliqué en absolu dans l'objectif de quantifier les distorsions possibles en se basant sur la stratégie de coupe, les conditions de bridage et les CR internes issues des procédés qui précèdent l'usinage. L'analyse de la distorsion des plaques industrielles sera l'objectif du chapitre qui suit.

Chapitre 4. Simulation de la gamme de fabrication

Sommaire

4.1. Détermination des conditions aux limites du modèle numérique de TTh... 99

4.1.1. Détermination de l'émissivité 99

4.1.1.1. Démarche expérimentale 99

4.1.1.2. Résultats de l'émissivité 100

4.1.2. Détermination des coefficients d'échanges thermiques au cours de la trempe et du revenu par la méthode inverse 101

4.1.2.1. Démarche expérimentale 102

4.1.2.2. Démarche numérique 103

4.1.2.3. Résultats de la méthode inverse 105

4.2. Validation du modèle thermomécanique de TTh 108

4.2.1. Mesure de CR par la MEC 109

4.2.2. Modèle thermomécanique de TTh 112

4.2.3. Décision sur le modèle thermomécanique 113

4.3. Application des modèles numériques de distorsion sur les tôles industrielles 114

4.3.1. Descriptions du modèle numérique de distorsion 115

4.3.2. Les stratégies de surfaçage 116

4.3.3. Résultats de distorsion après le surfaçage 118

4.4. Conclusion 122

Il est prévu au cours de ce dernier chapitre (Figure 4.1) d'étudier numériquement la gamme de fabrication (à partir des TTh) des plaques rainurées de FRAMATOME, dans le but d'optimiser leurs distorsions après usinage. Comme présenté au paragraphe 1.2.2, les étapes de production de ces dernières comportent essentiellement trois procédés de fabrication (laminage, TTh et usinage). Le TTh supprimant les contraintes générées avant (cf. Chapitre 1), le procédé de laminage n'a pas donc été étudié ici.

Dans un premier temps, le TTh a été simulé. Afin d'établir le modèle, des essais expérimentaux de TTh (trempe et revenu) ont été réalisés sur des échantillons. Les TTh réalisés sont représentatifs de ceux réalisés sur les tôles fournies. Ces essais ont permis de déterminer certains paramètres thermiques comme l'émissivité et les coefficients d'échanges thermiques avec l'air et avec l'eau. Ces essais ont permis également de fournir des éprouvettes ayant des CR. La mesure de ces contraintes par la MEC est destinée à la validation du modèle de TTh.

Dans un deuxième temps, les résultats du modèle thermomécanique ont été intégrés dans le modèle de distorsion afin de prédire la déformation des tôles après une opération de surfaçage. Les CR intégrées dans le modèle de distorsion sont issues des essais expérimentaux. Enfin, une optimisation sur le procédé de surfaçage a été effectuée dans le but de minimiser les distorsions. Trois stratégies de surfaçage ont donc été testées en modifiant la position de la plaque finie dans le brut (offset). L'intérêt de cette optimisation est d'étudier numériquement l'effet de cet offset sur les tôles industrielles. L'optimisation de l'usinage d'environ 300 rainures n'a pas été effectuée à cause de la capacité limitée du poste de calcul à disposition.

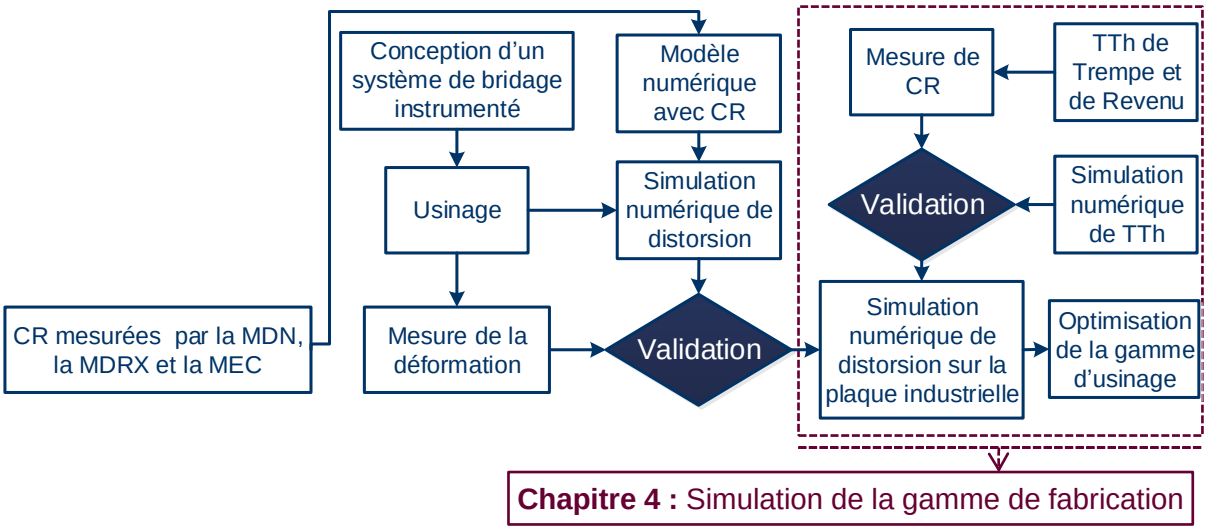


Figure 4.1 Démarche générale de la thèse

4.1. Détermination des conditions aux limites du modèle numérique de TTh

4.1.1. Détermination de l'émissivité

Afin de simuler l'échange thermique avec l'air, l'émissivité du 316L est une donnée primordiale à déterminer. Ce paramètre dépend de plusieurs facteurs tels que la température de la pièce et l'état de surface [79,80]

4.1.1.1. Démarche expérimentale

Un montage présenté à la Figure 4.2 a été mis au point afin de déterminer l'émissivité en fonction de la température. Il comprend une pièce cylindrique lisse en acier inoxydable 316L, un pyromètre avec émissivité réglable, un thermocouple de type K lié à une carte d'acquisition et un ordinateur pour afficher la température et un four à induction. Le thermocouple est situé dans l'axe de mesure du pyromètre, et à un millimètre sous la surface de l'échantillon. Le principe de cet essai est de faire varier l'émissivité du pyromètre afin d'obtenir des mesures de températures identiques entre le thermocouple et le pyromètre, et ce, au degré près. La pièce en 316L est tout d'abord chauffée dans l'air pendant 45 minutes à une température de 1100 °C, afin d'obtenir une couche de calamine représentative des tôles laminées fournies par FRAMATOME. La température est ensuite diminuée par palier de 100 °C afin d'obtenir une mesure de l'émissivité en fonction de la température. Pendant chaque descente

en température, un temps d'attente allant jusqu'à ½ heure est observé afin d'assurer l'homogénéité de la température dans l'échantillon.

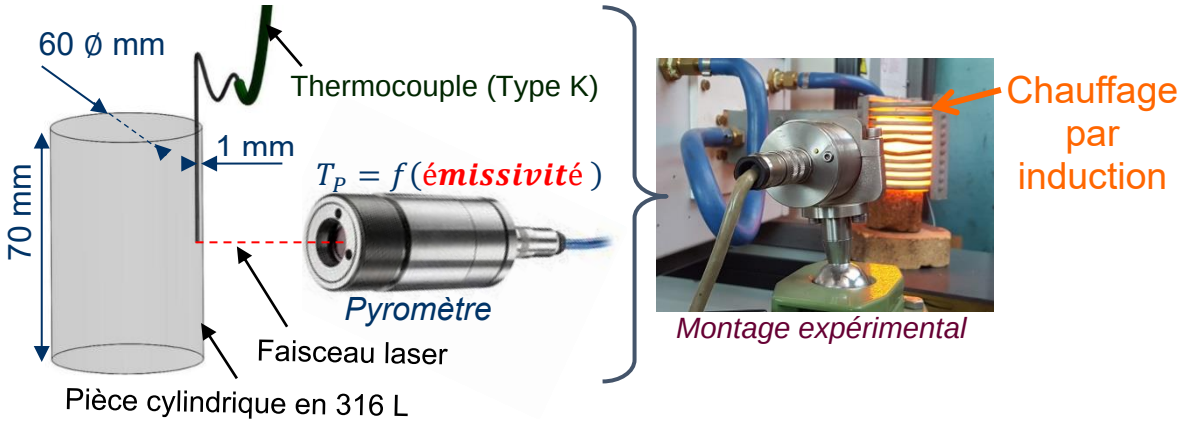


Figure 4.2 Schéma explicatif de l'essai

4.1.1.2. Résultats de l'émissivité

La Figure 4.3 montre les valeurs de l'émissivité déterminées en fonction de la température.

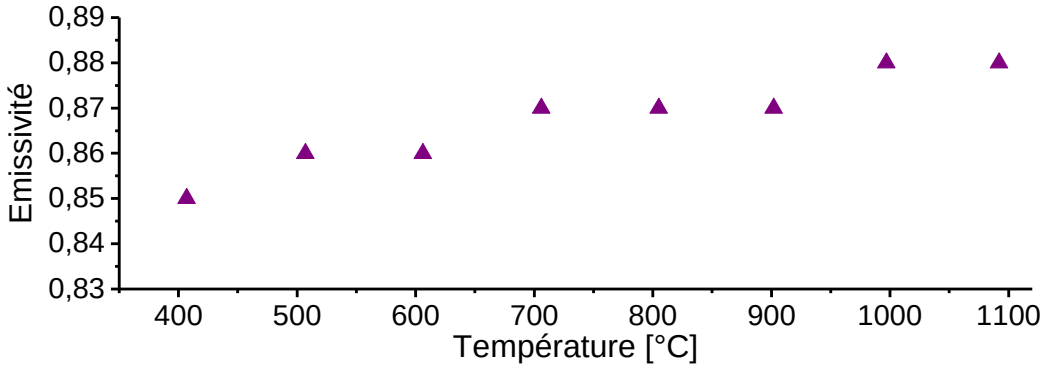


Figure 4.3 Émissivité en fonction de la température

L'émissivité a été déterminée sur des températures supérieures à 400 °C, car l'influence de celle-ci est faible pour les températures proches de l'ambiante. En effet, des calculs de flux de chaleur indiquent que les échanges thermiques par convection sont dominants par rapport à l'échange thermique par rayonnement à ces températures.

L'émissivité varie entre 0,85 à 0,88 pour une température comprise entre 400 °C et 1100 °C. Cette variation à haute température est présumée faible et l'émissivité

dans ce cas peut être supposée fixe. En conséquence, elle a été fixée pour une valeur moyenne de 0,86.

4.1.2. Détermination des coefficients d'échanges thermiques au cours de la trempe et du revenu par la méthode inverse

Les coefficients d'échanges thermiques avec l'eau et avec l'air sont des données nécessaires pour simuler la trempe et le revenu. La méthode inverse a été employée pour déterminer ces coefficients. Un problème inverse consiste à retrouver les coefficients d'un modèle physique à partir de mesures expérimentales. L'étape initiale de la méthode inverse est donc la réalisation des essais expérimentaux donnant les mesures. Ensuite, la méthode inverse passe généralement par la modélisation de phénomène. Ensuite, la démarche passe par un ensemble d'approximation des paramètres cibles. Cette résolution s'effectue généralement par la modélisation numérique. La résolution mathématique d'un problème inverse est complexe, car la modélisation peut s'approcher des résultats expérimentaux en s'écartant des paramètres réels. L'ajout de contraintes (encadrement des valeurs testées) est donc nécessaire afin d'aboutir à une solution unique qui représente au mieux la réalité physique. Dans le but de simplifier la détermination des paramètres, un algorithme d'optimisation a été utilisé. Les paramètres recherchés dans cette étude sont les coefficients d'échanges thermiques avec l'eau et avec l'air. La Figure 4.4 montre le principe de la méthode inverse utilisée pour les deux cas d'échanges thermiques traités.

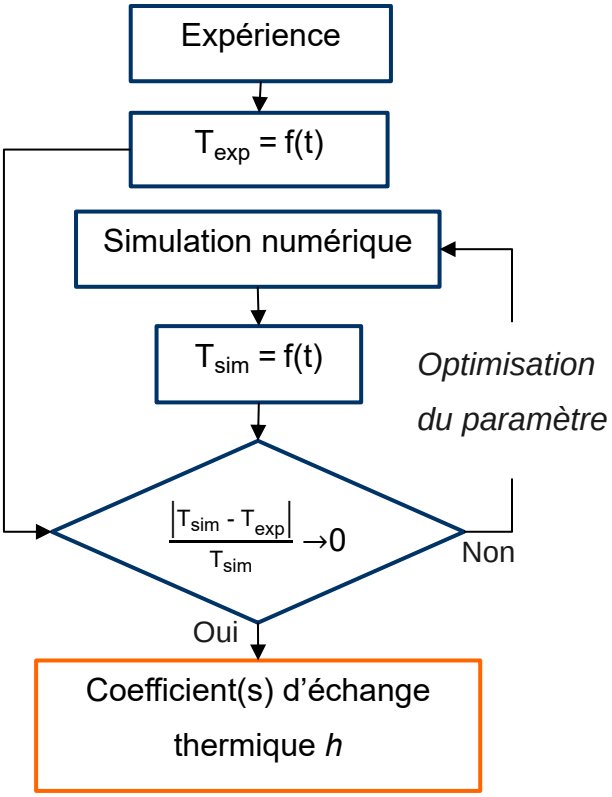


Figure 4.4 Principe de la méthode inverse employée

4.1.2.1. Démarche expérimentale

La première étape de la méthode inverse est d'effectuer des essais expérimentaux visant à déterminer les coefficients d'échanges thermiques avec l'eau et l'air. Une trempe et un revenu ont été appliqués sur un échantillon qui mesure 300 mm de long, 200 mm de large et 21 mm d'épaisseur. Le TTh a été effectué en essayant d'être le plus représentatif possible de la fabrication réelle des tôles industrielles. La gamme du TTh appliquée est représentée à la Figure 4.5.

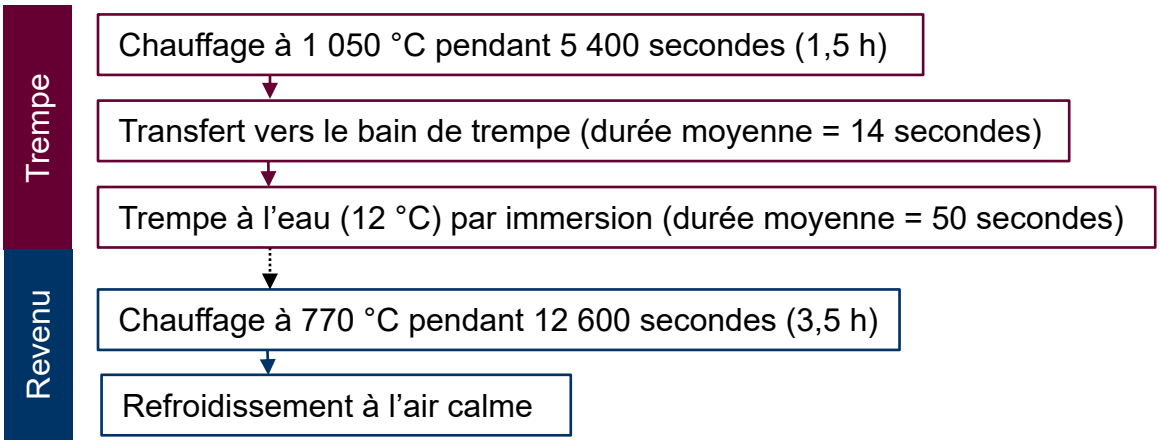


Figure 4.5 Gamme de TTh des échantillons

L'échantillon utilisé a été instrumenté par deux thermocouples de type K afin de mesurer la température au centre de la plaque en surface et à cœur (Figure 4.6). Les deux thermocouples ont été liés à une carte d'acquisition et un ordinateur pour afficher et enregistrer les températures. Les mesures ont été prises en négligeant l'effet mineur de surépaisseur de la gaine qui réduit le temps de réponse du thermocouple, ce qui peut induire de légers décalages entre la température réelle au point donné et la température mesurée. De plus, les essais ont été réalisés en négligeant le jeu entre les thermocouples et les trous percés qui induit une légère perturbation de mesures. L'échantillon a été maintenu lors des refroidissements avec des fils métalliques fins afin que les échanges thermiques soient les plus homogènes possible sur toute la surface de la pièce.

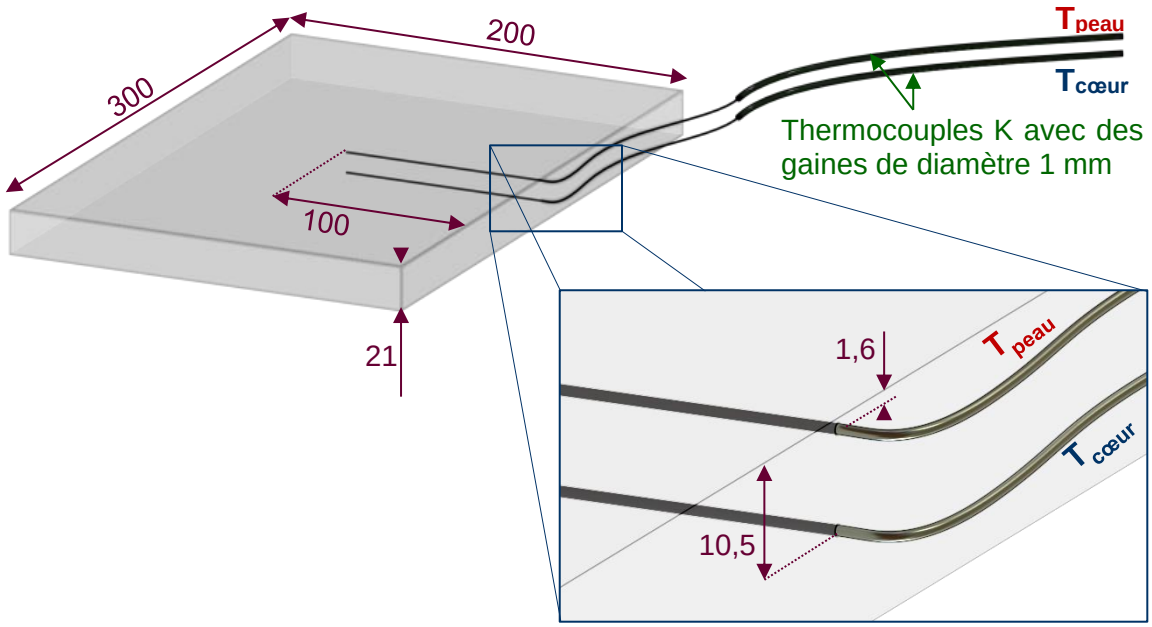


Figure 4.6 Position des thermocouples dans l'échantillon instrumenté

4.1.2.2. Démarche numérique

Le logiciel FORGE © NxT 2.1 a été employé pour appliquer la méthode inverse. L'échantillon a été modélisé par une forme prismatique avec trois plans de symétrie (Figure 4.7).

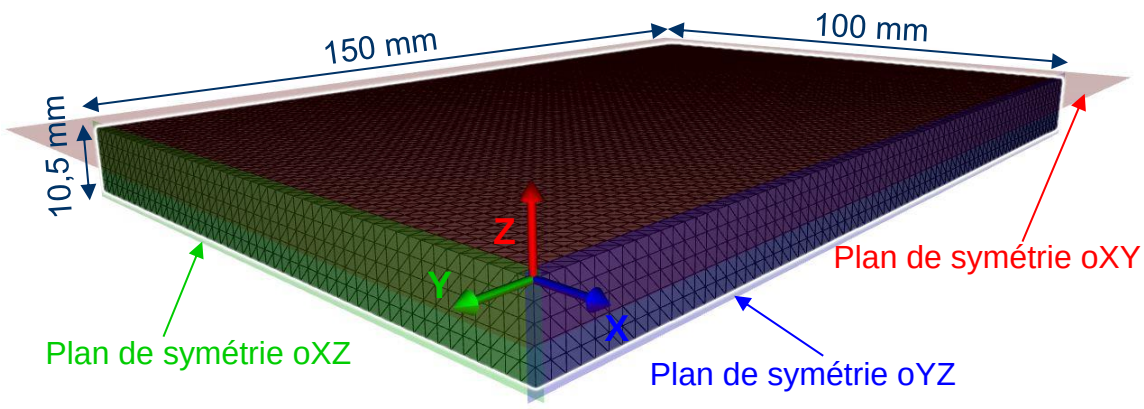


Figure 4.7 Un huitième de plaque employé pour la modélisation thermique

À l'exception de l'émissivité et les coefficients d'échanges thermiques, les autres données thermiques thermodépendantes (conductibilité thermique, capacité thermique, …) employées dans les modèles numériques ont été fournies par FRAMATOME et sont strictement confidentielles. Le coefficient d'échange avec l'air est supposé constant lors de la simulation des procédés des TTh.

Le modèle thermique est constitué avec 20 212 mailles tétraédriques. Le volume de chaque maille a été fixé à 7 mm^3. La taille approximative de la maille est égale à 2 mm. Le choix de cette taille a été effectué après une étude de sensibilité en testant 3 volumes de maillage (17, 7 et 4 mm^3). Les résultats ont montré que l'erreur sur la température en fonction de temps ne représente que 1,42 % entre les volumes de 17 et 7 mm^3 et représente 0,7 % entre les volumes de 7 et 4 mm^3. Le modèle thermique ne possède aucun chargement mécanique extérieur et la pièce est supposée suspendue.

Le problème inverse dans ce travail de recherche a été résolu en utilisant un algorithme d'optimisation. Le but dans le cas de cette étude est de minimiser une fonction coût afin d'optimiser les coefficients d'échanges thermiques. Pour cela, un algorithme génétique a été utilisé sous le logiciel FORGE® NxT 2.1. Le principe de cet algorithme est de simuler le processus d'évolution naturelle suivant le modèle de Darwin [81]. De plus, le même vocabulaire de la génétique naturelle est utilisé dans ce modèle. Il se compose principalement d'un nombre déterminé d'individus dans une population. Chacun d'eux représente une solution potentielle. Chaque jeu de paramétres correspond à un individu, l'évaluation de la population s'effectue en

calculant la fonction coût correspondant à cet individu. L'algorithme génétique employé dans ce travail de recherche se déroule comme suit :

- Initialisation de la population : une population initiale de n individus est générée.
- Évaluation de la population initiale : chaque individu correspond à une valeur testée par paramètre. Les simulations de la population initiale sont effectuées.
- Création d'une population d'enfants : des enfants seront créés après l'application des opérateurs d'évolution sur les individus parents. Les opérateurs d'évolution sont basés sur le principe de la sélection naturelle. La sélection consiste à choisir les meilleurs parents pour créer la population d'enfant.
- Sélection des enfants : l'application des opérateurs d'évolution génère un nombre d'enfants important. Il est nécessaire donc d'effectuer une sélection pour ne conserver que n individus. Cette sélection s'effectue en utilisant un métamodèle intégré dans l'outil d'optimisation de FORGE.
- Évaluation de la population d'enfants.
- Si l'objectif n'a pas été atteint, la dernière population devient une nouvelle population de parents, et une nouvelle étape d'optimisation supplémentaire sera réalisée.

4.1.2.3. Résultats de la méthode inverse

- <u>Échanges thermiques avec l'air (cas du revenu)</u>

À partir de l'algorithme d'optimisation, la valeur du coefficient d'échange thermique pour le cas du revenu a été optimisée pour une valeur de 5,6 $W.m^{-2}.k^{-1}$. Cette valeur a été définie après 40 simulations numériques de revenu (10 générations et 4 individus). La température de référence correspond à celle mesurée par le thermocouple situé au bord de la pièce (Figure 4.6). La Figure 4.8 montre les courbes de refroidissement simulées et mesurées qui correspondent aux températures de peau (T_{peau}) et de cœur (T_{coeur}).

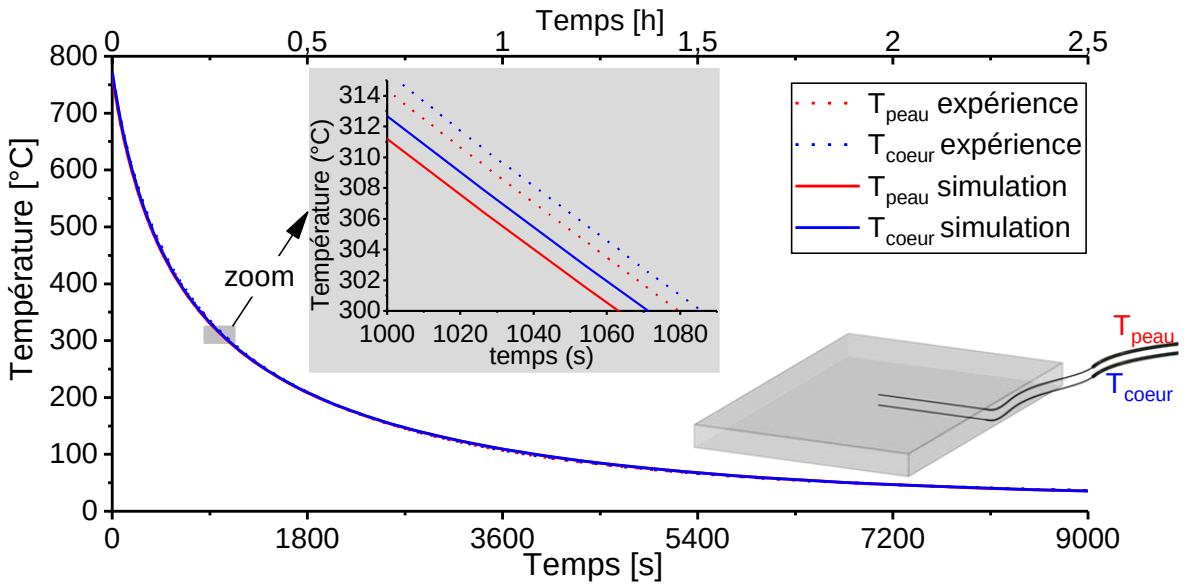


Figure 4.8 Les courbes de refroidissement simulées et mesurées (échange thermique avec l'air)

Les résultats montrent que l'évolution de la température en fonction du temps est identique entre l'essai et la simulation. L'erreur relative maximale entre les valeurs de température simulées et mesurées représente 1,3 %.

- Échanges thermiques dans l'eau (cas de la trempe)

Comme dans le cas du revenu, la méthode inverse couplée à un algorithme d'optimisation a été utilisée pour déterminer les coefficients d'échanges thermiques avec l'eau. L'utilisation de l'algorithme d'optimisation est d'autant plus nécessaire du fait que ce coefficient d'échange varie en fonction de la température de la pièce. Ce coefficient a pu être déterminé pour plusieurs valeurs de température. Une stratégie a été adoptée en divisant toute la période de refroidissement dans l'eau en 13 sous-périodes (Figure 4.9). Ensuite, des optimisations ont été effectuées d'une façon itérative pour les sous-périodes afin de déterminer l'ensemble des coefficients. Ce choix a été effectué à cause de la complexité de la résolution du problème numérique d'optimisation en cherchant à trouver les coefficients d'échanges thermiques en fonction de la température en se basant sur la courbe entière de température mesurée. La phase de transfert a été simulée durant les optimisations en adoptant le coefficient d'échange thermique avec l'air déterminé précédemment.

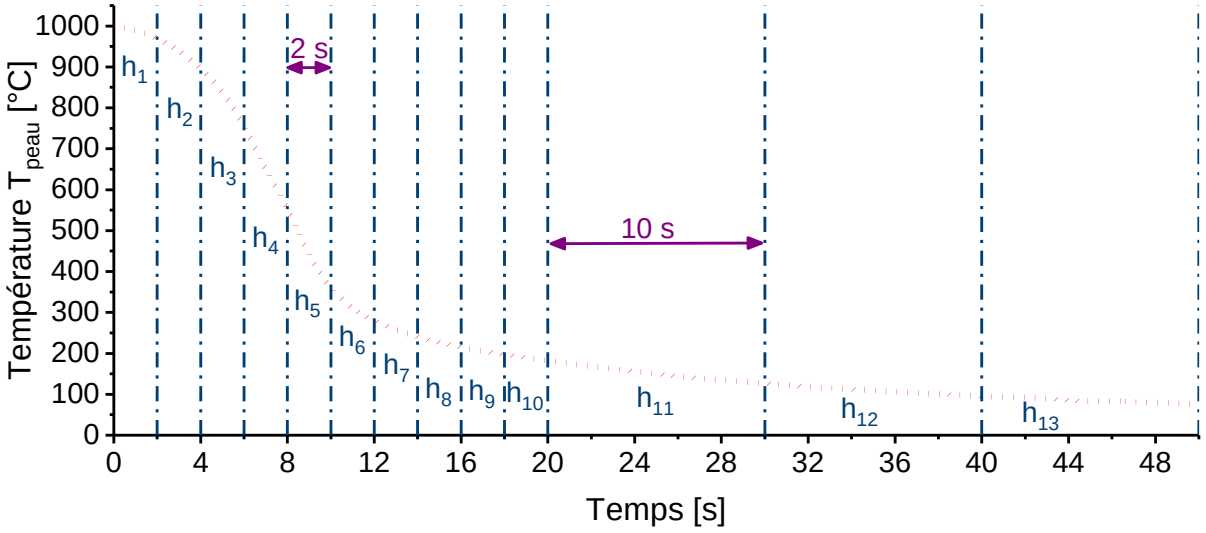


Figure 4.9 Les sous-périodes employées pour l'optimisation des coefficients d'échange thermique avec l'eau

Le nombre total des simulations effectuées pour une sous-période est égal à 40 (10 générations et 4 individus). 520 simulations ont donc été effectuées au total pour toute la période du refroidissement dans l'eau. Les résultats de l'algorithme d'optimisation sont représentés à la Figure 4.10.

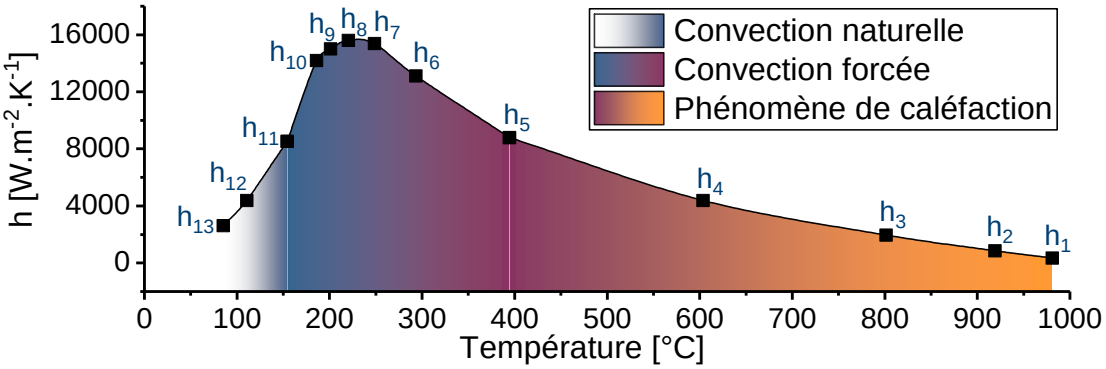


Figure 4.10 L'évolution de *h* en fonction de la température pour l'échange thermique avec l'eau

La courbe d'évolution de *h* en fonction de la température pour l'échange thermique avec l'eau montre deux phénomènes physiques. Le premier est la convection forcée où *h* est très élevé, du fait de la présence de bulles de vapeur entrainant une circulation

importante d'eau. Dans ce cas, l'échange thermique est très rapide. Le deuxième est celui de la caléfaction qui s'explique par la formation d'une couche de vapeur isolante entre la surface de la pièce et l'eau. Le transfert thermique dans cette situation est plus lent que dans le cas de la convection forcée.

La température de la peau (T_{peau}) située au bord de la pièce a été adoptée comme température de référence lors de l'optimisation. La Figure 4.11 montre les courbes de refroidissement simulées et mesurées qui correspondent aux températures de peau (T_{peau}) et de cœur (T_{coeur}).

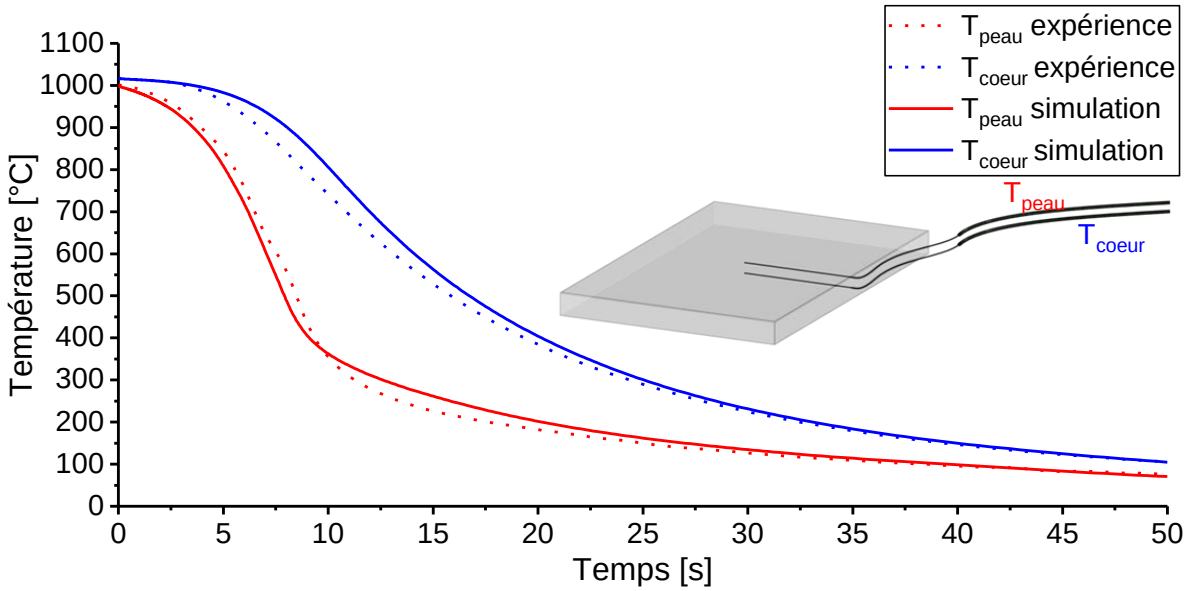


Figure 4.11 Les courbes de refroidissement simulées et mesurées (échange thermique avec l'eau)

Les résultats montrent que l'évolution de la température en fonction du temps est similaire entre l'essai et la simulation. L'erreur relative maximale entre les valeurs de température simulées et mesurées représente 8 %.

Dans la suite de l'étude, les valeurs déterminées de l'échange thermique *h* avec l'air et avec l'eau seront prises comme des données d'entrées pour la simulation thermomécanique de TTh.

4.2. Validation du modèle thermomécanique de TTh

Les informations fournies par FRAMATOME sur la gamme de TTh (Figure 1.8) des tôles fournies ne sont pas complètes. De ce fait, il est nécessaire de réaliser à nouveau

les TTh (trempe et revenu) afin d'obtenir un état résiduel du matériau. Dans cette optique, la trempe et le revenu ont été appliqués sur un ensemble d'échantillons issus de la deuxième tôle fournie par FRAMATOME.

Dans un premier temps, la CR a été mesurée en adoptant la MEC sur ces échantillons.

Dans un second temps, un modèle thermomécanique a été développé afin d'avoir un champ de CR représentatif à celui mesuré par la MEC.

4.2.1. Mesure de CR par la MEC

Un TTh de trempe et de revenu a été appliqué en appliquant une démarche identique sur 10 échantillons. Chacun de ces derniers mesure 300 mm de long, 200 mm de large et 21 mm d'épaisseur (les mêmes dimensions de l'échantillon utilisé pour la détermination des coefficients d'échanges thermiques). L'Annexe A montre l'emplacement de ces éprouvettes dans la tôle mère. Ces essais ont été effectués en essayant d'être le plus représentatif possible de la fabrication réelle des tôles industrielles. La gamme de TTh appliquée est représentée à la Figure 4.5 (la même gamme employée pour l'échantillon instrumenté utilisé pour la détermination des coefficients d'échanges thermiques).

Deux thermocouples ont été positionnés dans le bain de trempe afin de contrôler la température de l'eau de refroidissement qui se trouve initialement à une température de 12 °C. Le premier a été placé à la surface et le deuxième au fond du bain. Lors du refroidissement d'une seule plaque, la température de l'eau peut s'élever jusqu'à 23 °C en surface. D'après Hasan [82,83], la variation de la température de l'eau a un effet déterminant sur la vitesse de refroidissement et donc sur les coefficients d'échanges thermiques. En conséquence, et dans l'objectif de garantir la répétabilité de l'essai, deux tiers du volume de l'eau chaude ont été évacués et remplacés par de l'eau froide qui se trouvait à une température de 12 °C après chaque trempe.

Les mesures de CR ont été effectuées en utilisant les 10 échantillons préparés thermiquement. Le profil de CR est supposé similaire pour l'ensemble des pièces (les conditions de TTh sont identiques pour l'ensemble des échantillons).

Afin de s'écarter des effets de bord issus du procédé de TTh, les échantillons ont été coupés comme illustré à la Figure 4.12.

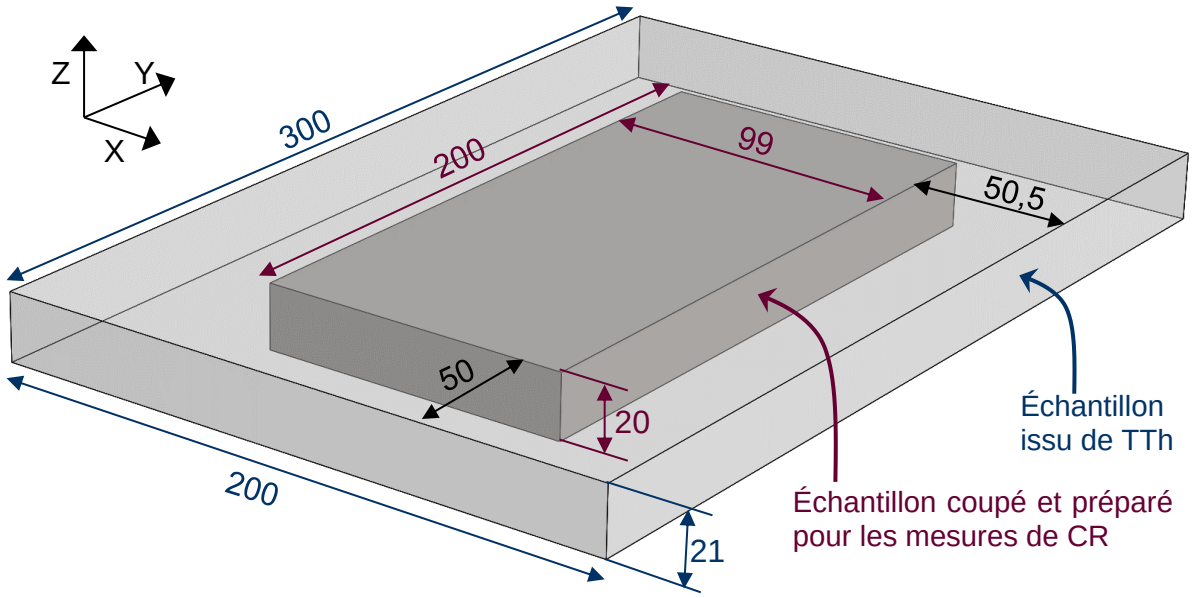


Figure 4.12 Dimensions des échantillons issus de TTh et ceux utilisés pour les mesures de CR

Les mesures des CR ont été effectuées en utilisant la MEC. La démarche expérimentale pour ces essais est strictement identique à celle présentée au paragraphe 1.3.2. À noter que les échantillons utilisés pour cet essai ont été nommés avec des lettres minuscules de **a** à **j** (10 échantillons).

Après avoir déterminé les rayons de courbure (Figure 4.13), les CR ont été calculées en appliquant un algorithme itératif basé sur l'équation Eq. (1.1). Le profil de CR à travers la mi-épaisseur est présenté à la Figure 4.14.

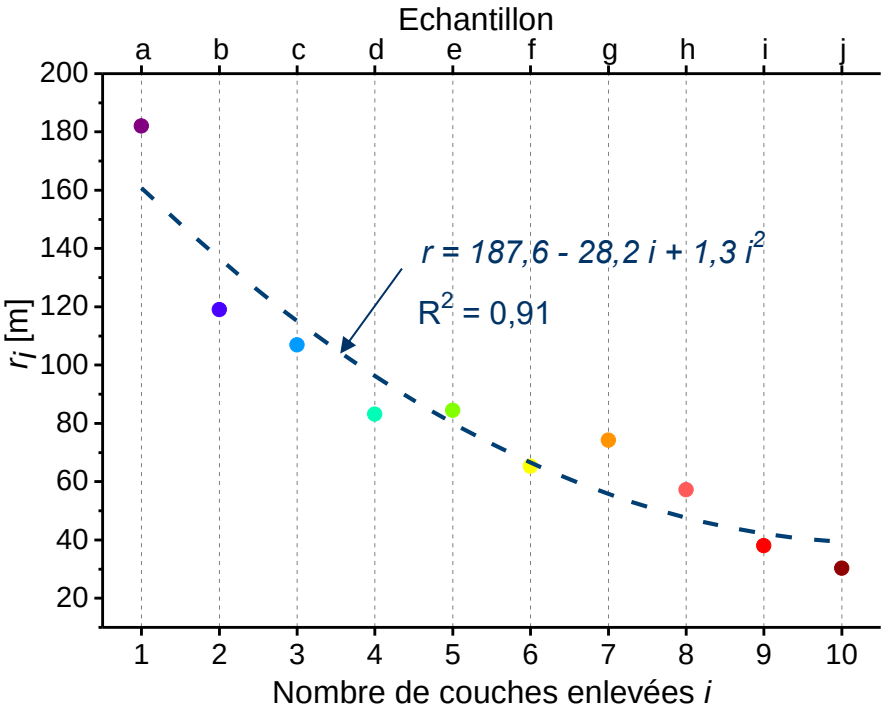


Figure 4.13 Rayon de courbure de chaque échantillon

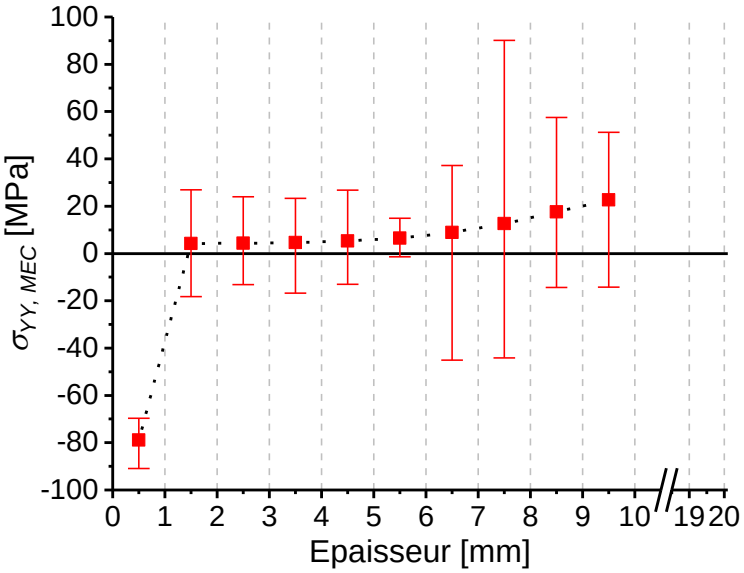


Figure 4.14 σ_{YY} déterminée par la MEC à travers la mi-épaisseur

Suite au choix d'une épaisseur de 1 mm pour chaque couche, chaque valeur de CR est moyennée sur cette valeur-là. La première observation est que l'évolution de CR à travers l'épaisseur est similaire à celle trouvée après le premier essai de la MEC (Figure 1.16). Dans ce cas, les mesures déterminées par la MEC montrent des

contraintes de compression situées sur environ 1,5 mm en surface, un plateau de contraintes quasiment nul entre 1,5 et 6 mm de profondeur et des contraintes de traction situées à une profondeur d'environ 6 mm jusqu'au cœur. La contrainte de compression maximale en surface est égale à -80 MPa. La contrainte de traction maximale en cœur est égale à 23 MPa. Les CR sont supposées symétriques à travers l'épaisseur, car les échantillons ont été suspendus lors du TTh, ainsi l'échange thermique a été effectué d'une manière homogène.

4.2.2. Modèle thermomécanique de TTh

La simulation de toute la gamme de TTh a été effectuée en utilisant le logiciel SYSWELD ©. Une modélisation thermomécanique a été effectuée afin de déterminer le champ de contrainte numérique. La simulation a été réalisée sur une plaque de taille 300 mm × 200 mm × 21 mm (Figure 4.15). Ensuite, le modèle de distorsion présenté au Chapitre 3 a été appliqué afin que la géométrie de la pièce soit équivalente à celle des échantillons utilisés pour l'essai de la MEC (Figure 4.12) (i.e., expérimentalement, la pièce issue de TTh a été coupée et préparée avant l'application de la MEC).

Le modèle thermomécanique ne possède aucun chargement mécanique extérieur et la pièce est supposée suspendue.

Le modèle a été défini avec 59 904 éléments hexaédriques (à 8 nœuds). Le maillage a été raffiné au bord, car le gradient de température est important dans cet endroit. L'épaisseur, la largeur et la longueur maximales des mailles sont égales respectivement à 2,6 mm, 5 mm et 5 mm. Ce choix de maillage a été fixé après une étude de sensibilité en multipliant le nombre de mailles sur l'épaisseur (119 808 éléments hexaédriques en total). Les résultats ont montré que l'erreur maximale sur la température en fonction de temps ne représente que 1,9 % entre les deux types de maillages étudiés. Un modèle de plasticité avec écrouissage isotrope a été adopté pour ce modèle thermomécanique.

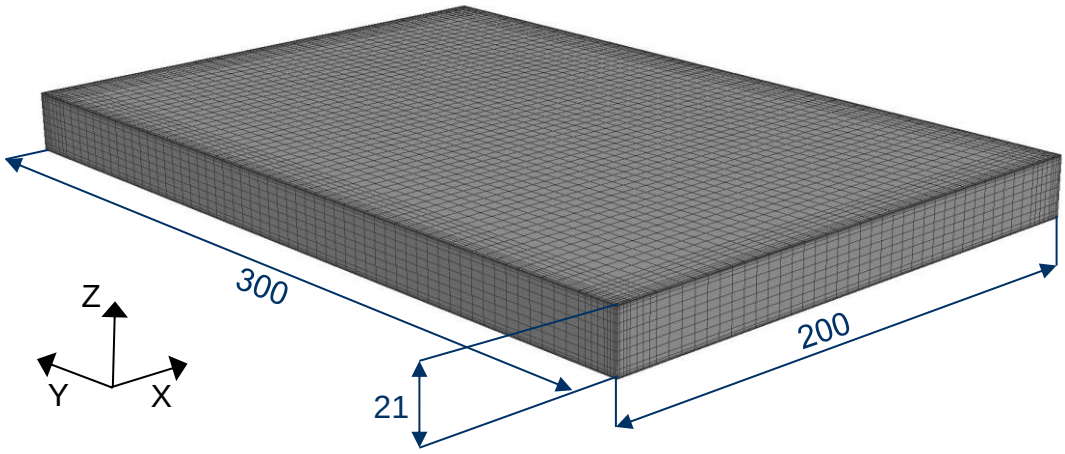


Figure 4.15 Dimensions de la plaque simulée

4.2.3. Décision sur le modèle thermomécanique

Après le refroidissement total de la plaque ayant subie le cycle complet de TTh (la trempe et le revenu), les CR ont été relevées dans le maillage. La Figure 4.16 montre les résultats numériques et expérimentaux des CR suivant la direction Y.

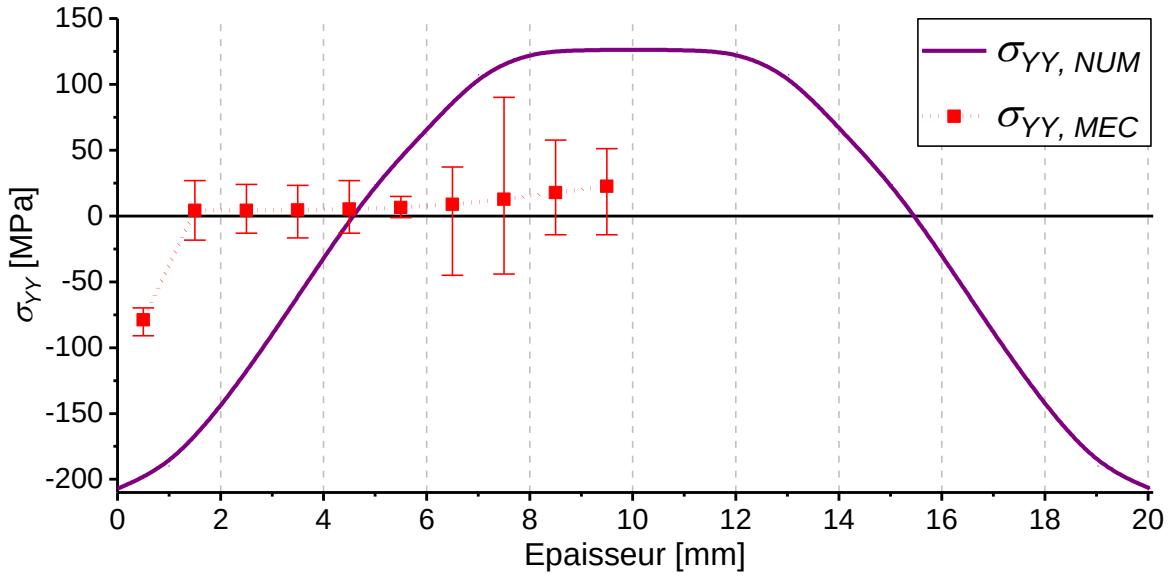


Figure 4.16 Les résultats numériques et expérimentaux de CR suivant la direction Y

À la température ambiante, les CR déterminées numériquement $\sigma_{YY,\,NUM}$ situées à cœur sont des contraintes de traction (de l'ordre de 125 MPa) alors que les contraintes en surface sont des contraintes de compression d'environ - 207 MPa. Les

valeurs de contrainte calculées par la MEC sont inférieures à celles déterminées par la simulation numérique. De plus, les contraintes simulées ne présentent pas un plateau de contraintes nulles, contrairement aux contraintes déterminées par la MEC. Les contraintes simulées sont donc à remettre en question, l'adaptation de la rhéologie aux procédés de TTh peut être posée comme une hypothèse pour expliquer ces différences.

Suite à cette situation inattendue, les mesures de CR par la MEC seront considérées comme référence, du fait que cette méthode ait été validée par les mesures de diffraction de neutrons. La solution est donc de modifier les données thermomécaniques du modèle numérique dans l'objectif de trouver un champ de contrainte similaire à celui déterminé par la MEC (Figure 4.14). Même si cette solution n'a pas de sens physique, elle permet d'obtenir un modèle thermomécanique qui peut a priori représenter l'état résiduel réel des tôles industrielles. Ainsi, ce modèle a été retenu pour la simulation des TTh des tôles. La Figure 4.17 présente les profils expérimental et numérique des CR suivant l'axe Y.

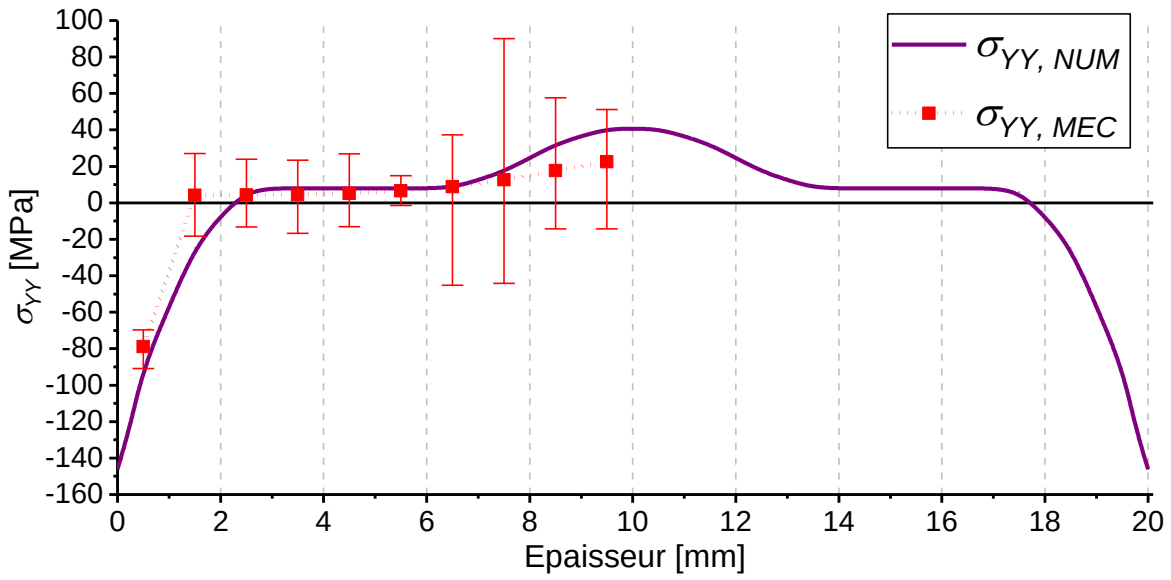


Figure 4.17 Les résultats numériques et expérimentaux de CR suivant la direction Y

4.3. Application des modèles numériques de distorsion sur les tôles industrielles

L'objectif de cette section est d'optimiser la gamme d'usinage des tôles industrielles afin de minimiser la distorsion. L'optimisation de cette gamme complète

n'est pas possible avec les moyens informatiques de l'ENSAM, du fait de l'obligation de simuler l'usinage d'environ 300 rainures constituant la plaque finale (Figure 0.1). En fait, ce type de simulation nécessite un centre de calcul spécialisé. En conséquence, et dans un premier temps, l'optimisation a été limitée sur la première phase d'usinage qui représente le surfaçage. L'objectif de cette optimisation préliminaire s'articule sur l'étude numérique de l'effet de l'offset (i.e., la position de la plaque finie dans la tôle brute) sur la distorsion des tôles industrielles.

Dans l'optique d'analyser cet effet, des simulations de distorsions ont été effectuées en utilisant le modèle numérique développé au troisième chapitre. L'étude de l'offset a été effectuée en testant trois stratégies, dont la position de la plaque finie dans la tôle brute a été modifiée. Ce paramètre est réputé très influant sur la distorsion [16,48].

4.3.1. Descriptions du modèle numérique de distorsion

Après avoir déterminé un champ de contrainte numérique qui peut définir l'état résiduel des tôles industrielles (Figure 4.18), le modèle EF de distorsion présenté au troisième chapitre a été employé afin de simuler la déformation de ces tôles après leurs usinages. Comme il a été mentionné, trois stratégies d'enlèvement de matière ont été adoptées dans le but d'étudier l'effet de l'offset.

Comme il est présenté à la Figure 4.19, le modèle a été défini en utilisant des éléments hexaédriques. La largeur de chaque élément est égale à 21,87 mm, la longueur et la profondeur sont respectivement fixées à 20,83 mm et 0,5 mm (184 320 éléments). L'erreur relative sur la flèche maximale en multipliant le nombre d'éléments suivant la longueur et suivant la largeur (737 280 éléments) est égale à 64 %. L'étude de sensibilité sur le maillage n'a pas été complétée à cause de la capacité limitée du poste de calcul. En conséquence, les résultats numériques de distorsion (i.e., les valeurs des flèches maximales) qui seront présentés à la suite ne pourront donner que des informations qualitatives. En effet, la comparaison des différentes stratégies pourra mettre en évidence l'effet de l'offset sur la distorsion.

Le bridage a été défini comme un blocage total des nœuds situés sur l'une des faces principales de la tôle (contact sans frottement). Ce choix a été pris en supposant qu'une fixation parfaite a été effectuée réellement avec un système de bridage par dépression. Le bridage peut s'effectuer sur la face de dessous ou de dessus, car la

pièce peut tourner en modifiant la stratégie de l'usinage. Un modèle de plasticité avec écrouissage isotrope a été adopté pour toutes les simulations.

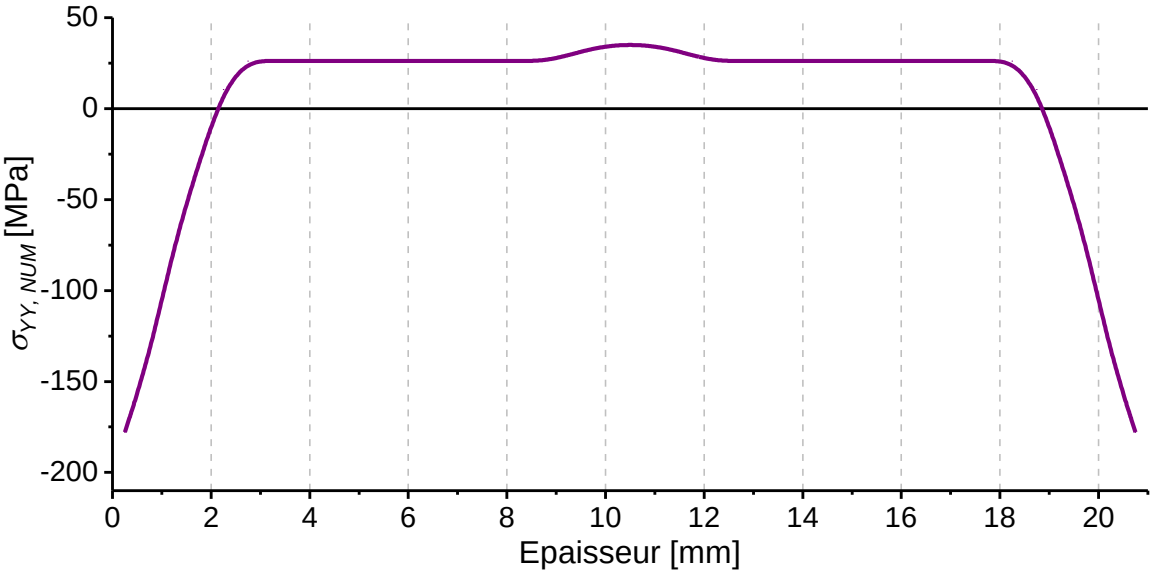


Figure 4.18 Profil de CR numérique suivant la direction Y

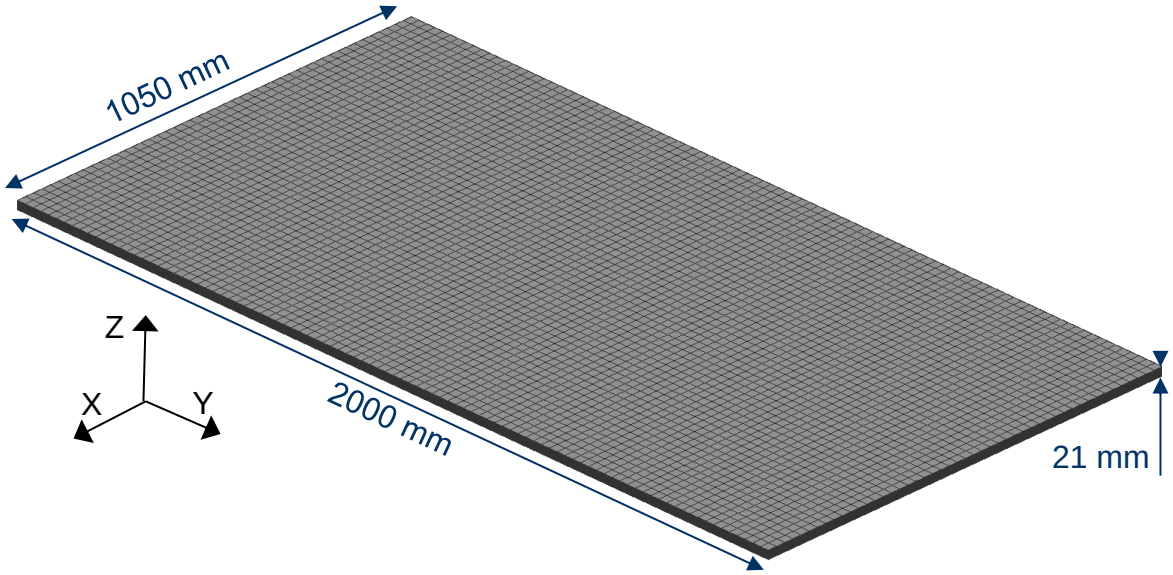


Figure 4.19 Le maillage utilisé pour la simulation de distorsion de la tôle de FRAMATOME

4.3.2. Les stratégies de surfaçage

Les stratégies d'usinage employées sont présentées à la Figure 4.20. Les étapes de simulation qui correspondent à chaque stratégie sont définies comme suit :

- **Stratégie 1** : un surfaçage de préparation a été effectué en enlevant 1 mm depuis les deux faces principales (i.e., 0,5 mm à partir chaque face). Ensuite, le bridage et le surfaçage ont été effectués. La matière a été enlevée en bloc. Pour cette stratégie, 16 mm d'épaisseur a été enlevée sur la même partie de la tôle. Enfin, la pièce a été débridée et la flèche maximale a été déterminée.
- **Stratégie 2** : un surfaçage de préparation a été effectué aussi en enlevant 1 mm depuis les deux faces principales. Ensuite, le bridage et le surfaçage ont été effectués. Pour cette stratégie, le surfaçage a été effectué en deux phases en appliquant un débridage et un bridage entre eux afin de simuler le retournement de la tôle (les nœuds bloqués sur la face inférieure ont été libérés et les nœuds qui se trouvent à la dernière face usinée sont bloqués). Il est supposé que le plateau à dépression ait redressé la tôle (i.e. elle a remis la tôle à plat après la distorsion issue du premier débridage). La première phase se fait en enlevant 8 mm d'épaisseur de la partie supérieure de la tôle. La deuxième phase s'effectue en enlevant la même quantité de matière de la partie inférieure. Enfin, la pièce a été débridée et la flèche maximale a été déterminée.
- **Stratégie 3** : un surfaçage de préparation a été effectué en enlevant 1 mm depuis les deux faces principales. Ensuite, le bridage et le surfaçage ont été effectués. Pour cette stratégie, le surfaçage a été effectué également en deux phases en appliquant un débridage et un bridage entre eux afin de simuler le retournement de la tôle (les nœuds bloqués de la face inférieure ont été libérés et les nœuds qui se trouvent à la dernière face usinée sont bloqués). Il est supposé également pour cette stratégie que la table à dépression a remis la tôle à plat après la distorsion issue du premier débridage. La première phase se fait en enlevant 13 mm d'épaisseur de la partie supérieure de la tôle. La deuxième phase s'effectue en enlevant 3 mm d'épaisseur de la partie inférieure. Enfin, la pièce a été débridée et la flèche maximale a été déterminée.

En conséquence, l'effet de l'offset sur la distorsion peut être étudié en employant ces trois stratégies.

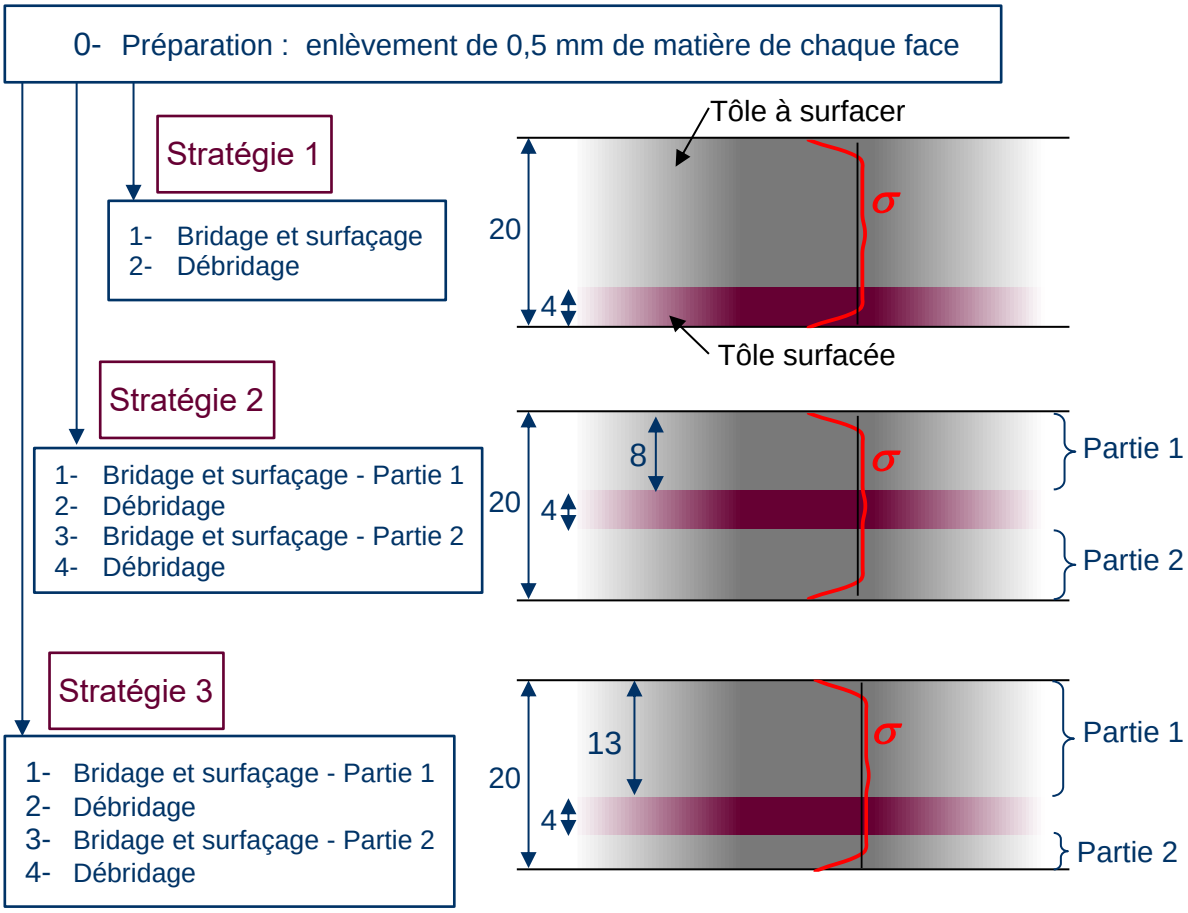


Figure 4.20 Les étapes d'usinage correspondent à chaque stratégie

4.3.3. Résultats de distorsion après le surfaçage

- **Stratégie 1**

La Figure 4.21 montre les résultats de distorsion issus de la simulation numérique de l'enlèvement de la matière appliqué pour la première stratégie.

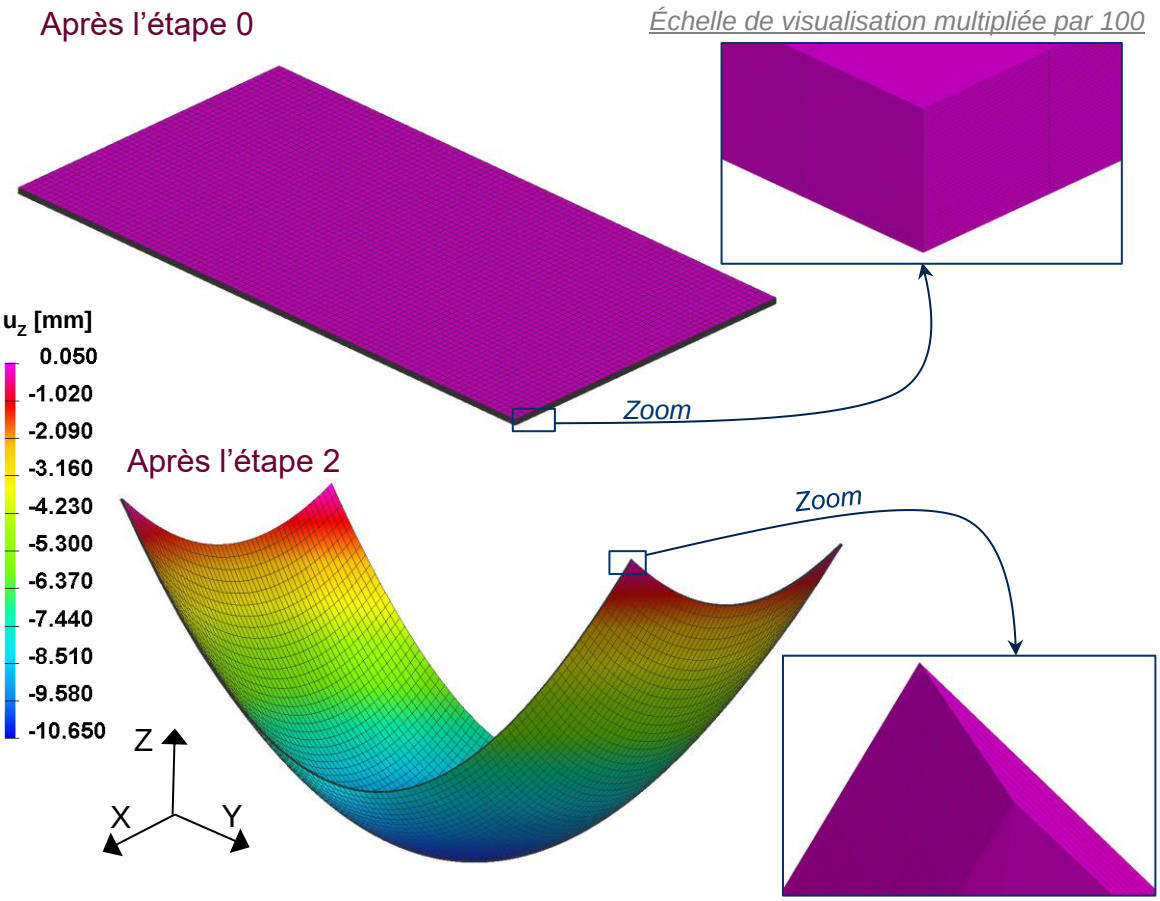


Figure 4.21 Résultats de distorsion issus de la première stratégie (Figure 4.21)

Les CR sont redistribuées et rééquilibrées après l'enlèvement de 16 mm d'épaisseur et après le débridage. En conséquence, la tôle se déforme. La flèche maximale mesurée à la fin du procédé de surfaçage en appliquant la première stratégie est égale à 10,66 mm.

- **Stratégie 2**

La Figure 4.22 montre les résultats de distorsion issus de la simulation numérique de l'enlèvement de la matière appliqué pour la deuxième stratégie. Seules les étapes principales ont été présentées dans cette figure.

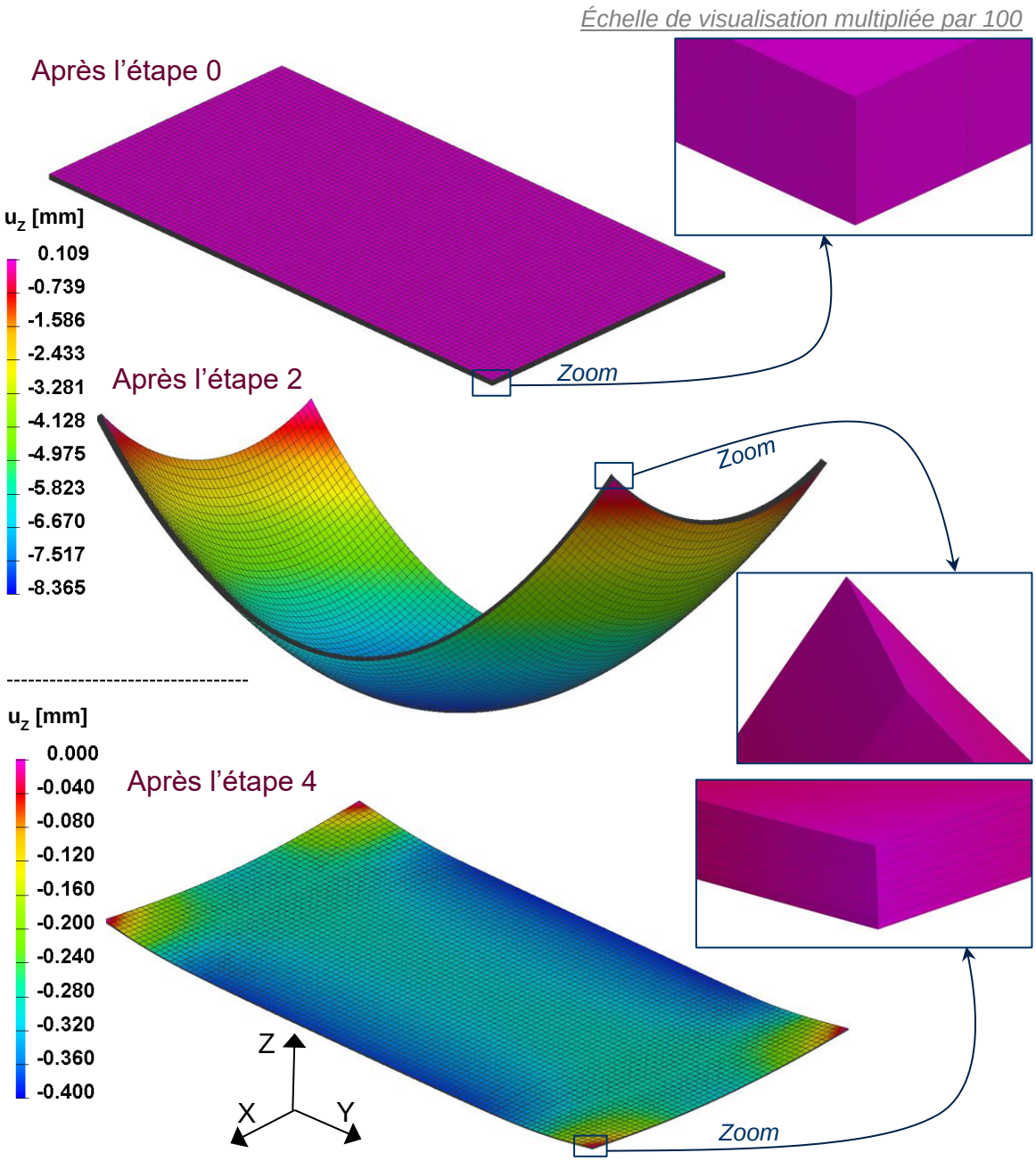


Figure 4.22 Résultats de distorsion issus de la deuxième stratégie (Figure 4.20)

Les résultats montrent que la flèche maximale après l'enlèvement des 8 mm d'épaisseur depuis la face supérieure, et après le débridage est égale à 8,36 mm. En revanche, à la fin du procédé de surfaçage et après l'enlèvement des 8 mm depuis la face inférieure, la distorsion a beaucoup diminué. En fait, la flèche maximale est égale seulement à 0,38 mm après le débridage.

- **Stratégie 3**

La Figure 4.23 montre les résultats de distorsion issus de la simulation numérique de l'enlèvement de la matière appliqué pour la troisième stratégie. Tout comme les deux cas précédents, seules les étapes principales ont été présentées dans cette figure.

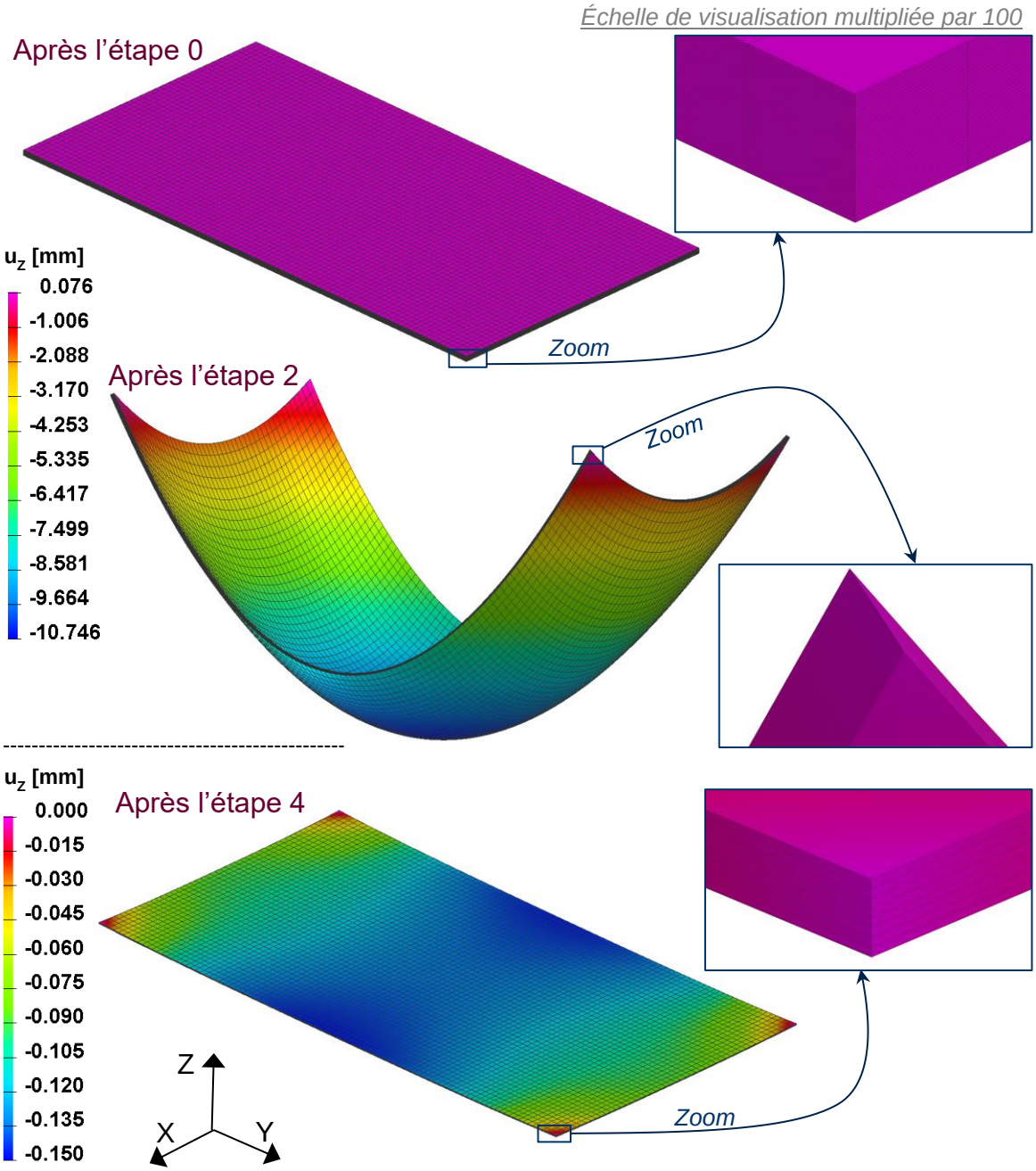


Figure 4.23 Résultats de distorsion issus de la troisième stratégie (Figure 4.20)

Les résultats montrent que la flèche maximale après l'enlèvement des 13 mm d'épaisseur depuis la face supérieure, et après le débridage est égale à 10,74 mm. En

revanche, à la fin du procédé de surfaçage et après l'enlèvement des 3 mm d'épaisseur depuis la face inférieure, la distorsion a beaucoup diminué. La flèche maximale est égale seulement à 0,14 mm après le débridage.

Comme Cerutti [16] et Hassini [48] ont déduit, l'offset a un effet déterminant sur la distorsion. En enlevant la matière d'une seule partie, les résultats ont montré une distorsion importante. Cela est dû principalement au déséquilibre important des contraintes lors de l'enlèvement de la matière depuis une seule face. Néanmoins, en enlevant la matière depuis les deux faces principales, la distorsion diminue énormément, car la contrainte est plus en équilibre lors de l'enlèvement de la matière. Les résultats ont montré également que la distorsion la plus faible pour le cas de cette étude correspond à la stratégie 3, quand la plaque finie est située à un quart de l'épaisseur. Cela est expliqué par le positionnement de cette dernière dans une zone où les CR sont nulles après l'étape de préparation.

4.4. Conclusion

Le Chapitre 4 s'intéresse à l'étude numérique de la gamme de fabrication des tôles industrielles de FRAMATOME.

La première partie de ce chapitre a été dédiée à la détermination de l'émissivité et des coefficients d'échanges thermiques avec l'air et avec l'eau. Ces coefficients ont été établis en utilisant la méthode inverse avec des algorithmes génétiques d'optimisation. Les résultats ont révélé que les données thermiques déterminées et fournies par l'industriel peuvent simuler l'échange thermique correctement. En fait, l'évolution de la température en fonction du temps a été comparée entre les résultats expérimentaux et numériques.

Dans un deuxième temps, des essais de trempe et de revenu ont été effectués avec les mêmes conditions sur un ensemble des échantillons afin de maitriser la gamme de TTh. Ensuite, des mesures de CR ont été réalisées sur des échantillons coupés à partir des plaques traitées thermiquement (la découpe a été réalisée afin d'éviter les effets de bord). La MEC a été employée pour effectuer ces mesures, car elle a montré de bons résultats en comparaison avec la MDN.

Dans un troisième temps, une simulation thermomécanique a été effectuée afin d'avoir un état numérique résiduel du matériau avant la simulation de l'enlèvement de

la matière. Malheureusement, les résultats numériques ne sont pas corrélés avec les mesures. Les données rhéologiques intégrées dans le modèle ne sont peut-être pas adaptées au TTh. Dans le futur, il sera nécessaire de faire des essais sur le comportement mécanique et sur la microstructure du matériau fourni par FRAMATOME afin de vérifier les données mécaniques intégrés dans le modèle. Pour donner suite à cette étude, et à cause de cette situation, la solution adoptée a été la modification de certaines données du modèle pour retrouver un champ de CR numérique représentatif des données expérimentales.

Enfin, une étude sur l'effet de l'offset sur la distorsion des tôles industrielles a été réalisée numériquement dans le but d'optimiser la phase de surfaçage lors du procédé d'usinage. Les résultats ont montré que l'enlèvement de la matière à partir d'une seule partie de la tôle (i.e., partie supérieure ou inférieure) ne présente pas une bonne approche pour optimiser la gamme d'usinage. En revanche, les deux autres stratégies dont la plaque finale se situe à mi-épaisseur ou à un quart de l'épaisseur ont montré une distorsion quasiment nulle. Les contraintes initiales sont faibles. De plus, une réduction importante de contraintes a été présente à cause de la quantité de matière enlevée par rapport à la matière qui reste.

Conclusion générale et perspectives

Cette thèse vise une meilleure compréhension des phénomènes qui affectent la qualité de l'usinage des plaques de grande taille en acier inoxydable austénitique 316L. Ce travail de recherche porte principalement sur l'étude de l'impact des contraintes résiduelles et de la stratégie d'usinage et du bridage sur la distorsion des plaques après un procédé d'enlèvement de la matière.

Le premier chapitre de cette thèse se focalise sur la caractérisation des contraintes résiduelles dans les tôles fournies par FRAMATOME. Dans un premier temps, les conditions expérimentales des essais de mesures de contraintes ont été étudiées. Cette étude a montré notamment que le bridage des échantillons était important, et qu'un étau ne peut pas garantir un bridage efficace sans glissement. De ce fait, un montage de bridage instrumenté a été conçu et fabriqué. Ce dernier assure un maintien efficace des échantillons lors de l'usinage et il permet de donner une information précise sur l'effort de bridage en temps réel pendant la coupe.

Dans un deuxième temps, différentes méthodes de mesures des contraintes résiduelles ont été utilisées sur des plaques préparées par usinage. Les premières mesures ont été réalisées à travers la mi-épaisseur en employant la méthode d'enlèvement des couches. Les mesures suivantes ont été effectuées par la méthode de diffraction de neutrons sur l'épaisseur entière. Les résultats des deux méthodes ont montré une très bonne concordance. Cependant, les résultats de la méthode de diffraction de neutrons ont montré que la distribution de contrainte est asymétrique à travers l'épaisseur. Afin d'expliquer cette observation, des mesures supplémentaires de contraintes résiduelles ont été effectuées sur une plaque brute en utilisant la méthode de diffraction de rayons X. La conclusion est que l'asymétrie de la distribution de contraintes résiduelles est due probablement à la préparation en surfaçant les faces principales des échantillons. Enfin, un champ de contraintes résiduelles numériques est déterminé en s'appuyant sur les résultats de mesures expérimentales afin de l'introduire dans un modèle de distorsion.

Le second chapitre propose une méthodologie expérimentale d'étude des distorsions. Premièrement, une étude mécanique sur le montage de bridage a été présentée. Deuxièmement, la distorsion globale a été étudiée pour deux types d'opérations d'usinage (fraisage et électroérosion à fil). Les résultats ont montré que

les contraintes résiduelles générées par l'usinage ont une faible influence sur la distorsion pour ce type d'application. Troisièmement, la distorsion a été étudiée pour des échantillons issus d'une opération de rainurage. Différents essais ont été menés en modifiant les stratégies d'usinage et de bridage dans l'objectif d'étudier les facteurs influant la distorsion. Les résultats ont mis en évidence la grande influence du bridage, de la profondeur de passe et de la trajectoire de l'outil de coupe sur la distorsion globale des plaques. Les résultats ont révélé également que les efforts de bridage dépendent de la stratégie d'usinage (sens de l'usinage, position de l'outil de coupe dans la pièce et par rapport au bridage). De plus, les observations ont révélé un lien pertinent entre l'augmentation des efforts de bridage et l'augmentation de la distorsion après débridage.

Le troisième chapitre se focalise sur le développement d'un modèle numérique de distorsion. L'étude numérique est une solution efficace pour faciliter la compréhension des phénomènes complexes difficilement interprétables par la voie expérimentale. Le modèle de distorsion présenté considère à la fois l'effet de séquence et le bridage. De plus, il s'applique pour n'importe quel procédé d'enlèvement de matière tout en supposant que l'usinage ne génèrent pas ou très peu de nouvelles contraintes résiduelles. La validation de ce modèle a été réalisée en comparant les résultats des simulations avec les expériences de surfaçage (les essais de la méthode d'enlèvement des couches et de l'électroérosion à fil). Les résultats numériques ont révélé que l'effet des contraintes résiduelles générées par le fraisage peut être négligé pour le cas de l'application de surfaçage. Néanmoins, en appliquant ce modèle pour une opération de rainurage, les résultats des flèches maximales ont montré une certaine erreur, sachant que les formes obtenues numériquement et expérimentalement sont très proches. Les résultats montrent que l'effet des contraintes résiduelles générées par le fraisage sur la distorsion dépend non seulement de la géométrie des pièces et des conditions de coupe, mais aussi du type d'opération utilisée. Des phénomènes complexes ont été révélés à l'aide de la modélisation numérique tels que :

- L'influence du déséquilibre des contraintes résiduelles sur la distorsion ;
- Le seuil d'enlèvement de matière qui dépend du profil de contrainte résiduelle à partir duquel la variation de la distorsion devient plus faible, la distorsion primaire au cours de l'usinage et son influence sur la distorsion globale

- L'effet du bridage sur la redistribution des contraintes résiduelles et donc sur la distorsion.

Les résultats numériques ont également montré l'importance de la prise en compte de l'effet de séquence et le bridage dans la prédiction de distorsion.

Le quatrième chapitre vise à étudier numériquement la gamme de fabrication des plaques de FRAMATOME. Les procédés de traitements thermiques (trempe et revenu) ainsi de surfaçage ont été donc simulés. Afin de simuler le traitement thermique, l'émissivité et les coefficients d'échanges thermiques avec l'air et avec l'eau ont été déterminés. Ces coefficients ont été établis en utilisant la méthode inverse avec des algorithmes génétiques d'optimisation. Après avoir défini un champ de contraintes résiduelles numérique, le modèle de distorsion a intégré celui-ci comme donnée d'entrée. À savoir que le procédé d'enlèvement de la matière à appliquer pour les plaques industrielles n'est pas encore défini par FRAMATOME. En conséquence, le modèle de distorsion développé peut être appliqué en absolu dans l'objectif de prédire les distorsions en ne s'appuyant que sur la stratégie de coupe, les conditions de bridage et les contraintes résiduelles issues des procédés en amont. En définitive, une étude sur l'effet de la position de la plaque industrielle finie dans la tôle brute a été réalisée numériquement dans le but d'optimiser la phase de surfaçage lors du procédé d'usinage.

De nombreuses perspectives peuvent être explorées à la suite de ce travail de recherche.

Concernant le modèle numérique de distorsion, plusieurs améliorations peuvent être envisagées :

- Considération de l'effet de séquence à chaque avance de l'outil de coupe.
- Intégration des effets mécaniques et thermiques générés par le procédé d'enlèvement de matière.
- Application d'un maillage adaptatif afin d'avoir plus de précision sur l'interaction entre l'outil et la matière lors de l'application de l'effet de séquence en rainurage.
- Automatiser la génération de maillage dans le modèle de distorsion. À l'heure actuelle, le maillage doit être défini pour chaque étape d'usinage.

Concernant l'étude expérimentale de la distorsion, il sera intéressant de contrôler la distorsion en temps réel. Cela est possible en utilisant des techniques de stéréocorrélation ou de mesure de déplacement à distance (capteur laser, capteur à

courant de Foucault). La distorsion en temps réel peut être liée aux mesures des efforts instantanés. Ainsi, les phénomènes vibratoires peuvent être distingués par rapport à celles liées qu'à la distorsion. À cause de l'effet déterminant du bridage sur la distorsion, il sera intéressant de concevoir un montage intelligent avec un bridage contrôlable et positionnement réglable au cours de l'usinage. La distorsion peut être minimisée en temps réel au cours de l'opération d'enlèvement de la matière en appliquant cette approche.

Concernant le modèle thermomécanique, il sera nécessaire de faire des essais sur le comportement mécanique et sur la microstructure du matériau fourni par FRAMATOME afin de vérifier les données mécaniques intégrées dans ce modèle.

Enfin, une approche d'optimisation multicritère qui intègre le temps d'usinage et la distorsion de la pièce sera envisagée. La méthode d'optimisation sera basée sur la minimisation de la fonction multicritère, qui peut être résolue à l'aide de méthodes heuristiques.

Bibliographie

[1] Xiuqing, L., Le Pierres, R., and Dewson, S. J., 2006, *Heat Exchangers for the Next Generation of Nuclear Reactors*, American Nuclear Society - ANS, United States.

[2] Pra, F., Tochon, P., Mauget, C., Fokkens, J., and Willemsen, S., 2008, “Promising Designs of Compact Heat Exchangers for Modular HTRs Using the Brayton Cycle,” Nucl. Eng. Des., **238**(11), pp. 3160–3173.

[3] Bartel, N., Chen, M., Utgikar, V. P., Sun, X., Kim, I.-H., Christensen, R., and Sabharwall, P., 2015, “Comparative Analysis of Compact Heat Exchangers for Application as the Intermediate Heat Exchanger for Advanced Nuclear Reactors,” Ann. Nucl. Energy, **81**, pp. 143–149.

[4] Totten, G. E., Howes, M. A. H., and Inoue, T., eds., 2002, *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*, ASM International, Materials Park, Ohio.

[5] Zhang, Z., Yang, Y., Li, L., Chen, B., and Tian, H., 2015, “Assessment of Residual Stress of 7050-T7452 Aluminum Alloy Forging Using the Contour Method,” Mater. Sci. Eng. A, **644**, pp. 61–68.

[6] Prime, M. B., 2001, “Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut,” J. Eng. Mater. Technol., **123**(2), p. 162.

[7] Prime, M. B., Newborn, M. A., and Balog, J. A., 2003, “Quenching and Cold-Work Residual Stresses in Aluminum Hand Forgings: Contour Method Measurement and FEM Prediction,” Mater. Sci. Forum, **426–432**, pp. 435–440.

[8] Prime, M. B., Sebring, R. J., Edwards, J. M., Hughes, D. J., and Webster, P. J., 2004, “Laser Surface-Contouring and Spline Data-Smoothing for Residual Stress Measurement,” Exp. Mech., **44**(2), pp. 176–184.

[9] Kartal, M. E., Liljedahl, C. D. M., Gungor, S., Edwards, L., and Fitzpatrick, M. E., 2008, “Determination of the Profile of the Complete Residual Stress Tensor in a VPPA Weld Using the Multi-Axial Contour Method,” Acta Mater., **56**(16), pp. 4417–4428.

[10] Pagliaro, P., Prime, M. B., Robinson, J. S., Clausen, B., Swenson, H., Steinzig, M., and Zuccarello, B., 2011, “Measuring Inaccessible Residual Stresses Using Multiple Methods and Superposition,” Exp. Mech., **51**(7), pp. 1123–1134.

[11] Pagliaro, P., Prime, M. B., Swenson, H., and Zuccarello, B., 2010, “Measuring Multiple Residual-Stress Components Using the Contour Method and Multiple Cuts,” Exp. Mech., **50**(2), pp. 187–194.

[12] Pagliaro, P., Prime, M. B., Clausen, B., Lovato, M. L., and Zuccarello, B., 2009, “Known Residual Stress Specimens Using Opposed Indentation,” J. Eng. Mater. Technol., **131**(3), p. 031002.

[13] Rossini, N. S., Dassisti, M., Benyounis, K. Y., and Olabi, A. G., 2012, “Methods of Measuring Residual Stresses in Components,” Mater. Des., **35**, pp. 572–588.

[14] Hosseinzadeh, F., Traore, Y., Bouchard, P. J., and Muránsky, O., 2016, “Mitigating Cutting-Induced Plasticity in the Contour Method, Part 1: Experimental,” Int. J. Solids Struct., **94–95**, pp. 247–253.

[15] Hill, M. R., and Olson, M. D., 2014, “Repeatability of the Contour Method for Residual Stress Measurement,” Exp. Mech., **54**(7), pp. 1269–1277.

[16] Cerutti, X., 2014, “Numerical modelling and mechanical analysis of the machining of large aeronautical parts : Machining quality improvement,” Mines ParisTech.

[17] Richter-Trummer, V., 2011, “Residual Stress Effects and Damage Tolerance Behaviour of Integral Lightweight Structures Manufactured by FSW and HSM,” Université de Porto.

[18] Schajer, G. S., 2010, “Relaxation Methods for Measuring Residual Stresses: Techniques and Opportunities,” Exp. Mech., **50**(8), pp. 1117–1127.

[19] Huang, X., Sun, J., and Li, J., 2015, “Effect of Initial Residual Stress and Machining-Induced Residual Stress on the Deformation of Aluminium Alloy Plate,” Stroj. Vestn. – J. Mech. Eng., **61**(2), pp. 131–137.

[20] Nervi, S., and Szabó, B. A., 2007, “On the Estimation of Residual Stresses by the Crack Compliance Method,” Comput. Methods Appl. Mech. Eng., **196**(37–40), pp. 3577–3584.

[21] Ekmekçi, B., Ekmekçi, N., Tekkaya, A. E., and Erden, A., 2004, “RESIDUAL STRESS MEASUREMENT WITH LAYER REMOVAL METHOD,” Proc. First Cappadocia Int. Mech. Eng. Symp., p. 9.

[22] Dreier, S., and Denkena, B., 2014, “Determination of Residual Stresses in Plate Material by Layer Removal with Machine-Integrated Measurement,” Procedia CIRP, **24**, pp. 103–107.

[23] Hospers, F., and Vogelesang, L. B., 1975, “Determination of Residual Stresses in Aluminum-Alloy Sheet Material: In Method Described by the Authors, Thin Layers Are Removed by Chemical Etching, Which Induces an Increasing Curvature of the Sheet. The Initial Distribution of the Residual Stress Is Derived from Curvature Measurements,” Exp. Mech., **15**(3), pp. 107–110.

[24] Noyan, I. C., Cohen, J. B., Cohen, J. B., and Cohen, J. B., 1987, *Residual Stress: Measurement by Diffraction and Interpretation*, Springer-Verlag, New York etc.

[25] Moussaoui, K., Segonds, S., Rubio, W., and Mousseigne, M., 2016, “Studying the Measurement by X-Ray Diffraction of Residual Stresses in Ti6Al4V Titanium Alloy,” Mater. Sci. Eng. A, **667**, pp. 340–348.

[26] Tanner, D. A., and Robinson, J. S., 2000, “Residual Stress Prediction and Determination in 7010 Aluminum Alloy Forgings,” Exp. Mech., **40**(1), pp. 75–82.

[27] Robinson, J. S., Hossain, S., Truman, C. E., Paradowska, A. M., Hughes, D. J., Wimpory, R. C., and Fox, M. E., 2010, “Residual Stress in 7449 Aluminium Alloy Forgings,” Mater. Sci. Eng. A, **527**(10–11), pp. 2603–2612.

[28] Robinson, J. S., Tanner, D. A., Truman, C. E., and Wimpory, R. C., 2011, “Measurement and Prediction of Machining Induced Redistribution of Residual Stress in the Aluminium Alloy 7449,” Exp. Mech., **51**(6), pp. 981–993.

[29] Rangaswamy, P., Griffith, M. L., Prime, M. B., Holden, T. M., Rogge, R. B., Edwards, J. M., and Sebring, R. J., 2005, “Residual Stresses in LENS® Components Using Neutron Diffraction and Contour Method,” Mater. Sci. Eng. A, **399**(1–2), pp. 72–83.

[30] Fernandes, F. A. P., Casteletti, L. C., Totten, G. E., and Gallego, J., 2012, “Decomposition of Expanded Austenite in AISI 316L Stainless Steel Nitrided at 723K,” Int. Heat Treat. Surf. Eng., **6**(3), pp. 103–106.

[31] Jiang, W., Luo, Y., Wang, B., Woo, W., and Tu, S. T., 2015, “Neutron Diffraction Measurement and Numerical Simulation to Study the Effect of Repair Depth on Residual Stress in 316L Stainless Steel Repair Weld,” J. Press. Vessel Technol., **137**(4), p. 041406.

[32] Pratihar, S., Turski, M., Edwards, L., and Bouchard, P. J., 2009, “Neutron Diffraction Residual Stress Measurements in a 316L Stainless Steel Bead-on-Plate Weld Specimen,” Int. J. Press. Vessels Pip., **86**(1), pp. 13–19.

[33] Committee, A. I. H., 1990, *Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys*, ASM International.

[34] Bouquet, N., Sallamand, P., Bienvenu, Y., Tech, M.-P., Valdivieso, F., de Saint-Etienne, E., Burlet, H., Bernacki, M., Rigal, E., and Bernard, F., 2014, “Etude de la formation des joints soudés par diffusion : Application aux échangeurs de chaleur compacts,” Université de Bourgogne.

[35] Sassoulas, H., 2016, “Traitements thermiques des aciers inoxydables,” p. 27.

[36] Vanoverberghe, L., 2008, “Anticipation des déformations lors du traitement thermique de pignons de boîtes de vitesses,” Mines ParisTech.

[37] Barralis, J., Castex, L., and Maeder, G., 1999, “Précontraintes et traitements superficiels,” Tech. Ing., p. 54.

[38] Jubin, L., 2003, “Influence des traitements thermiques de détensionnement et de stabilisation sur les structures en acier inoxydable austénitique (comparaison entre traitements à haute et basse température).”

[39] Wawszczak, R., Baczmański, A., Marciszko, M., Wróbel, M., Czeppe, T., Sztwiertnia, K., Braham, C., and Berent, K., 2016, “Evolution of Microstructure and Residual Stress during Annealing of Austenitic and Ferritic Steels,” Mater. Charact., **112**, pp. 238–251.

[40] Committee, A. I. H., and Douthett, J., 1991, *ASM Handbook: Heat Treating*, ASM International.

[41] Cerutti, X., Mocellin, K., Hassini, S., Blaysat, B., and Duc, E., 2017, “Methodology for Aluminium Part Machining Quality Improvement Considering Mechanical Properties and Process Conditions,” CIRP J. Manuf. Sci. Technol., **18**, pp. 18–38.

[42] Yang, Y., Li, M., and Li, K. R., 2014, “Comparison and Analysis of Main Effect Elements of Machining Distortion for Aluminum Alloy and Titanium Alloy Aircraft Monolithic Component,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **70**(9–12), pp. 1803–1811.

[43] Richter-Trummer, V., Koch, D., Witte, A., dos Santos, J. F., and de Castro, P. M. S. T., 2013, “Methodology for Prediction of Distortion of Workpieces Manufactured by High Speed Machining Based on an Accurate Through-the-Thickness Residual Stress Determination,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **68**(9–12), pp. 2271–2281.

[44] Javadi, Y., Smith, M. C., Abburi Venkata, K., Naveed, N., Forsey, A. N., Francis, J. A., Ainsworth, R. A., Truman, C. E., Smith, D. J., Hosseinzadeh, F., Gungor, S.,

Bouchard, P. J., Dey, H. C., Bhaduri, A. K., and Mahadevan, S., 2017, “Residual Stress Measurement Round Robin on an Electron Beam Welded Joint between Austenitic Stainless Steel 316L(N) and Ferritic Steel P91,” Int. J. Press. Vessels Pip., **154**, pp. 41–57.

[45] Hofmann, M., Gan, W., and Rebelo-Kornmeier, J., 2015, “STRESS-SPEC: Materials Science Diffractometer,” J. Large-Scale Res. Facil. JLSRF, **1**.

[46] Brokmeier, H.-G., Gan, W. M., Randau, C., Völler, M., Rebelo-Kornmeier, J., and Hofmann, M., 2011, “Texture Analysis at Neutron Diffractometer STRESS-SPEC,” Nucl. Instrum. Methods Phys. Res. A, **642**, pp. 87–92.

[47] Rebelo-Kornmeier, J., Hofmann, M., Gan, W. M., Randau, C., Braun, K., Zeitelhack, K., Defendi, I., Krueger, J., Faulhaber, E., and Brokmeier, H. G., 2017, “New Developments of the Materials Science Diffractometer STRESS-SPEC,” Mater. Sci. Forum, **905**, pp. 151–156.

[48] Hassini, S., 2015, “Qualification multi-critères des gammes d’usinage: application aux pièces de structure aéronautique en alliage Airware®,” BLAISE PASCAL - Clermont II.

[49] Liu, L., Sun, J., Chen, W., and Sun, P., 2017, “Study on the Machining Distortion of Aluminum Alloy Parts Induced by Forging Residual Stresses,” Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf., **231**(4), pp. 618–627.

[50] Mannan, M. A., and Sollie, J. P., 1997, “A Force-Controlled Clamping Element for Intelligent Fixturing,” CIRP Ann., **46**(1), pp. 265–268.

[51] Rai, J. K., and Xirouchakis, P., 2008, “Finite Element Method Based Machining Simulation Environment for Analyzing Part Errors Induced during Milling of Thin-Walled Components,” Int. J. Mach. Tools Manuf., **48**(6), pp. 629–643.

[52] Rai, J. K., and Xirouchakis, P., 2009, “FEM-Based Prediction of Workpiece Transient Temperature Distribution and Deformations during Milling,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **42**(5–6), pp. 429–449.

[53] Wu, N. H., and Chan, K. C., 1996, “A Genetic Algorithm Based Approach to Optimal Fixture Configuration,” Comput. Ind. Eng., **31**(3–4), pp. 919–924.

[54] Kang, Y., Rong, Y., Yang, J., and Ma, W., 2002, “Computer-aided Fixture Design Verification,” Assem. Autom., **22**(4), pp. 350–359.

[55] Raghu, A., and Melkote, S. N., 2004, “Analysis of the Effects of Fixture Clamping Sequence on Part Location Errors,” Int. J. Mach. Tools Manuf., **44**(4), pp. 373–382.

[56] Boerma, J. R., and Kals, H. J. J., 1989, “Fixture Design with FIXES: The Automatic Selection of Positioning, Clamping and Support Features for Prismatic Parts,” CIRP Ann., **38**(1), pp. 399–402.

[57] 2014, “NF E25-030-2, Fixations - Assemblages Vissés à Filetage Métrique ISO - Partie 2,” Afnor [Online]. Available: https://www.boutique.afnor.org/. [Accessed: 04-Jul-2019].

[58] Charrondière, G., 2018, *Master de recherche (MAGIS)*, École nationale supérieure d’arts et métiers, France.

[59] 1997, “NF E66-520, Domaine de Fonctionnement Des Outils Coupants - Couple Outil-Matière,” Afrnor [Online]. Available: https://www.boutique.afnor.org/. [Accessed: 04-Jul-2019].

[60] Fergani, O., Mamedov, A., Lazoglu, I., Yang, J. G., and Liang, S. Y., 2014, “Prediction of Residual Stress Induced Distortions in Micro-Milling of Al7050 Thin Plate,” Appl. Mech. Mater.

[61] Fergani, O., Lazoglu, I., Mkaddem, A., El Mansori, M., and Liang, S. Y., 2014, “Analytical Modeling of Residual Stress and the Induced Deflection of a Milled Thin Plate,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **75**(1–4), pp. 455–463.

[62] Toubhans, B., Viprey, F., Fromentin, G., and Karaouni, H., 2019, “Prediction of Form Error during Face Turning on Flexible Inconel 718 Workpiece,” Procedia CIRP, **82**, pp. 290–295.

[63] D’Alvise, L., Chantzis, D., Schoinochoritis, B., and Salonitis, K., 2015, “Modelling of Part Distortion Due to Residual Stresses Relaxation: An AerOnautical Case Study,” Procedia CIRP, **31**, pp. 447–452.

[64] Khoei, A. R., 2015, *Extended Finite Element Method: Theory and Applications*, John Wiley & Sons.

[65] Osher, S., and Sethian, J. A., 1988, “Fronts Propagating with Curvature-Dependent Speed: Algorithms Based on Hamilton-Jacobi Formulations,” J. Comput. Phys., **79**(1), pp. 12–49.

[66] Poulhaon, F., Rauch, M., Leygue, A., Hascoet, J. Y., and Chinesta, F., 2014, “Online Prediction of Machining Distortion of Aeronautical Parts Caused by Re-Equilibration of Residual Stresses,” Key Eng. Mater., **611–612**, pp. 1327–1335.

[67] Wang, S. P., 2004, “A New Approach For FEM Simulation of NC Machining Processes,” *AIP Conference Proceedings*, AIP, Columbus, Ohio (USA), pp. 1371–1376.

[68] Bi, Y., Cheng, Q., Dong, H., and Ke, Y., 2009, “Machining Distortion Prediction of Aerospace Monolithic Components,” J. Zhejiang Univ.-Sci. A, **10**(5), pp. 661–668.

[69] Dong, H., and Ke, Y., 2006, “Study on Machining Deformation of Aircraft Monolithic Component by FEM and Experiment,” Chin. J. Aeronaut., **19**(3), pp. 247–254.

[70] Li, W., Ma, L., Wan, M., Peng, J., and Meng, B., 2018, “Modeling and Simulation of Machining Distortion of Pre-Bent Aluminum Alloy Plate,” J. Mater. Process. Technol., **258**, pp. 189–199.

[71] Karaouni, H., Souvestre, B., and Ahipo, Y., 2010, “Machining Advanced Simulation: Distortion Prediction of Prestressed Machined Parts in NCSIMUL Environment,” p. 6.

[72] Huang, X., Sun, J., and Li, J., 2015, “Finite Element Simulation and Experimental Investigation on the Residual Stress-Related Monolithic Component Deformation,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **77**(5–8), pp. 1035–1041.

[73] Izamshah R.A., R., Mo, J., and Ding, S. L., 2010, “Finite Element Analysis of Machining Thin-Wall Parts,” Key Eng. Mater., **458**, pp. 283–288.

[74] Masset, L., and Debongnie, J.-F., 2004, “Machining Processes Simulation: Specific Finite Element Aspects,” J. Comput. Appl. Math., **168**(1–2), pp. 309–320.

[75] Ma, K., Goetz, R., and Srivatsa, S. K., 2010, *Modeling of Residual Stress and Machining Distortion in Aerospace Components (PREPRINT):*, Defense Technical Information Center, Fort Belvoir, VA.

[76] Li, J., and Wang, S., 2017, “Distortion Caused by Residual Stresses in Machining Aeronautical Aluminum Alloy Parts: Recent Advances,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **89**(1–4), pp. 997–1012.

[77] Yang, Y., Li, M., and Li, K. R., 2014, “Comparison and Analysis of Main Effect Elements of Machining Distortion for Aluminum Alloy and Titanium Alloy Aircraft Monolithic Component,” Int. J. Adv. Manuf. Technol., **70**(9–12), pp. 1803–1811.

[78] Marusich, T. D., Usui, S., and Marusich, K. J., 2008, “Finite Element Modeling of Part Distortion,” *Intelligent Robotics and Applications*, C. Xiong, H. Liu, Y. Huang, and Y. Xiong, eds., Springer Berlin Heidelberg, pp. 329–338.

[79] Brosse, A., Naisson, P., Hamdi, H., and Bergheau, J. M., 2008, “Temperature Measurement and Heat Flux Characterization in Grinding Using Thermography,” J. Mater. Process. Technol., **201**(1–3), pp. 590–595.

[80] Hervé, P., 2005, “Mesure de l’émissivité thermique,” p. 16.

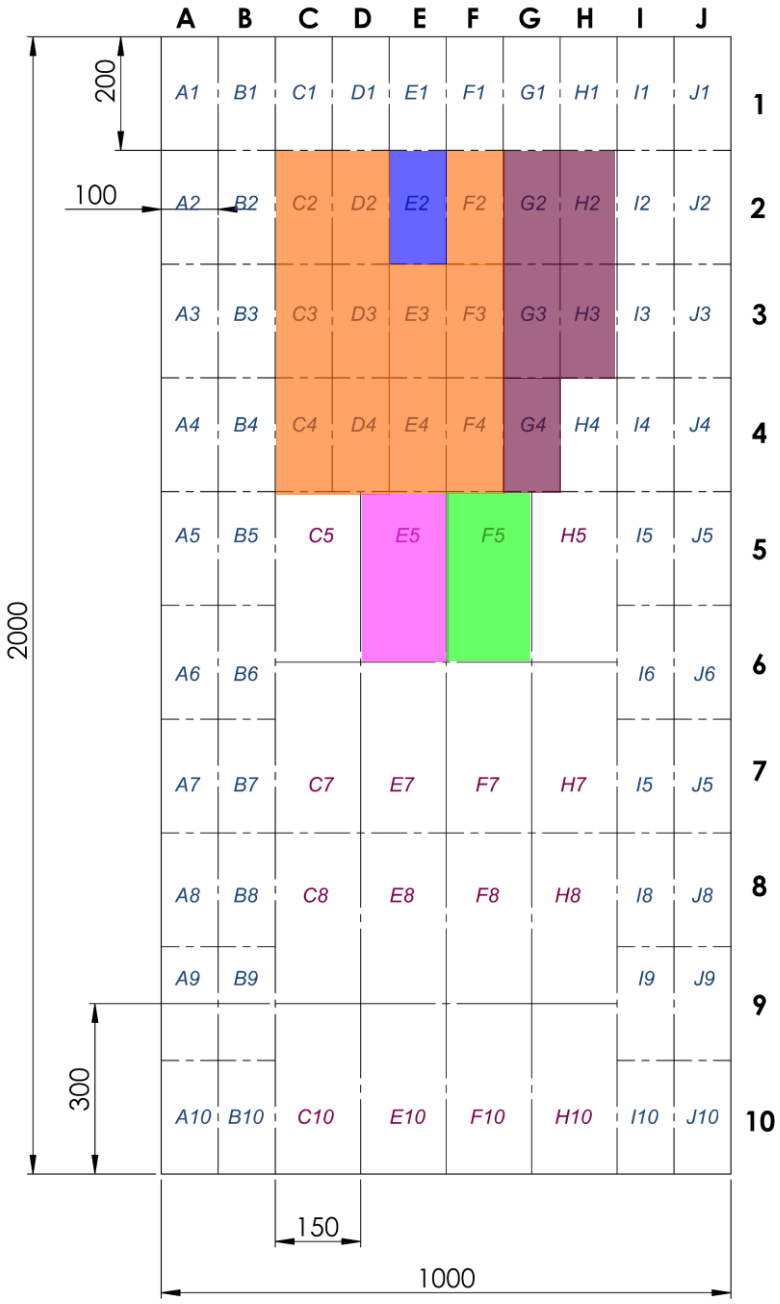
[81] Barnier, N., and Brisset, P., “Optimisation par algorithme génétique sous contraintes,” p. 24.

[82] Hasan, H. S., Peet, M. J., Jalil, J. M., and Bhadeshia, H. K. D. H., 2011, “Heat Transfer Coefficients during Quenching of Steels,” Heat Mass Transf., **47**(3), pp. 315–321.

[83] Hasan, H. S., 2009, “Evaluation of Heat Transfer Coefficient during Quenching of Steels,” University of Technology in a partial fulfilment of the requirements.

Annexe A Détails sur l'architecture de coupe de plaques

La première tôle mère fournie



Plaque source de l'échantillon utilisé pour l'essai préliminaire sur la mise en position (Chapitre 1)

Plaques sources des échantillons utilisés pour les essais de la MEC (Chapitre 1)

Plaque source de l'échantillon utilisé pour l'essai de la MDN (Chapitre 1)

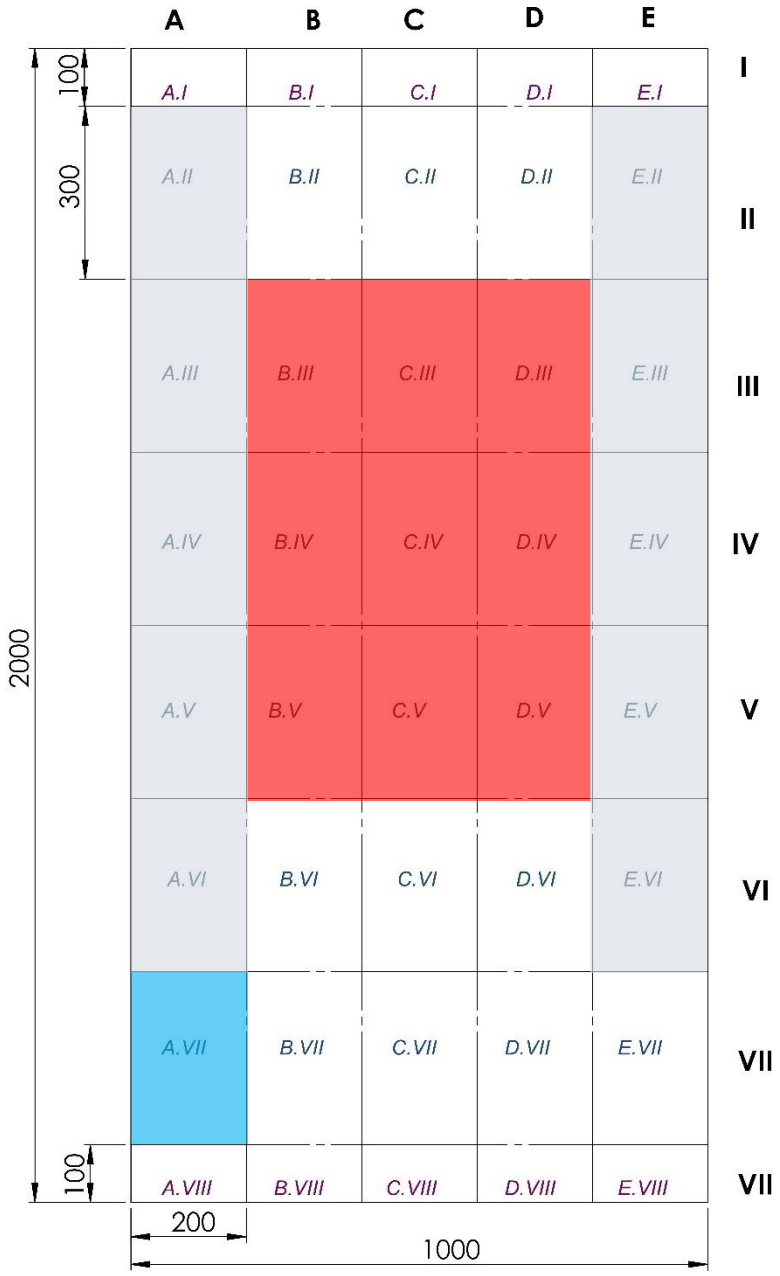
Plaque source de l'échantillon utilisé pour l'essai de la MDRX (Chapitre 1)

Plaques sources des échantillons utilisés pour les essais de la découpe par électroérosion (Chapitre 2)

Nombre des plaques sources :

- 64 échantillons de taille 200 × 100 × 21 mm
- 16 échantillons de taille 300 × 150 × 21 mm

La deuxième tôle mère fournie



Plaques sources des échantillons utilisés pour les essais de rainurage (Chapitre 2)

L'échantillon instrumenté utilisé pour l'essai de TTh (Chapitre 4)

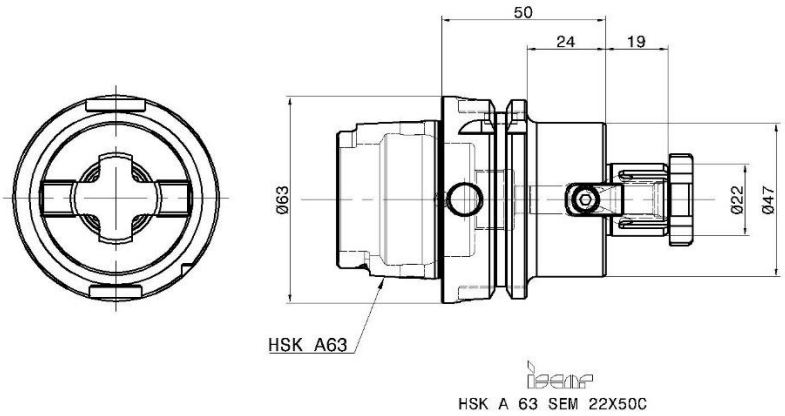
Les échantillons utilisés pour les essais de TTh (Chapitre 4)

Nombre des plaques sources :

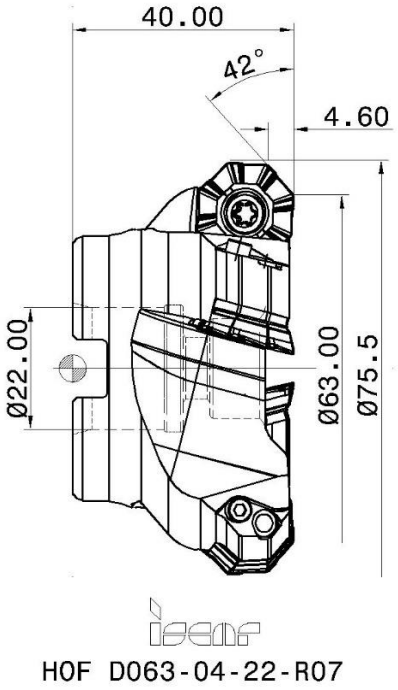
- 30 échantillons de taille 300 × 200 × 21 mm
- 10 échantillons de taille 100 × 200 × 21 mm

Annexe B Porte outil, fraise et plaquettes employé(es) en surfaçage (MEC)

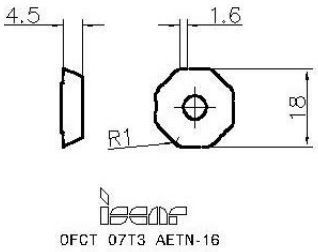
Géométrie du porte outil



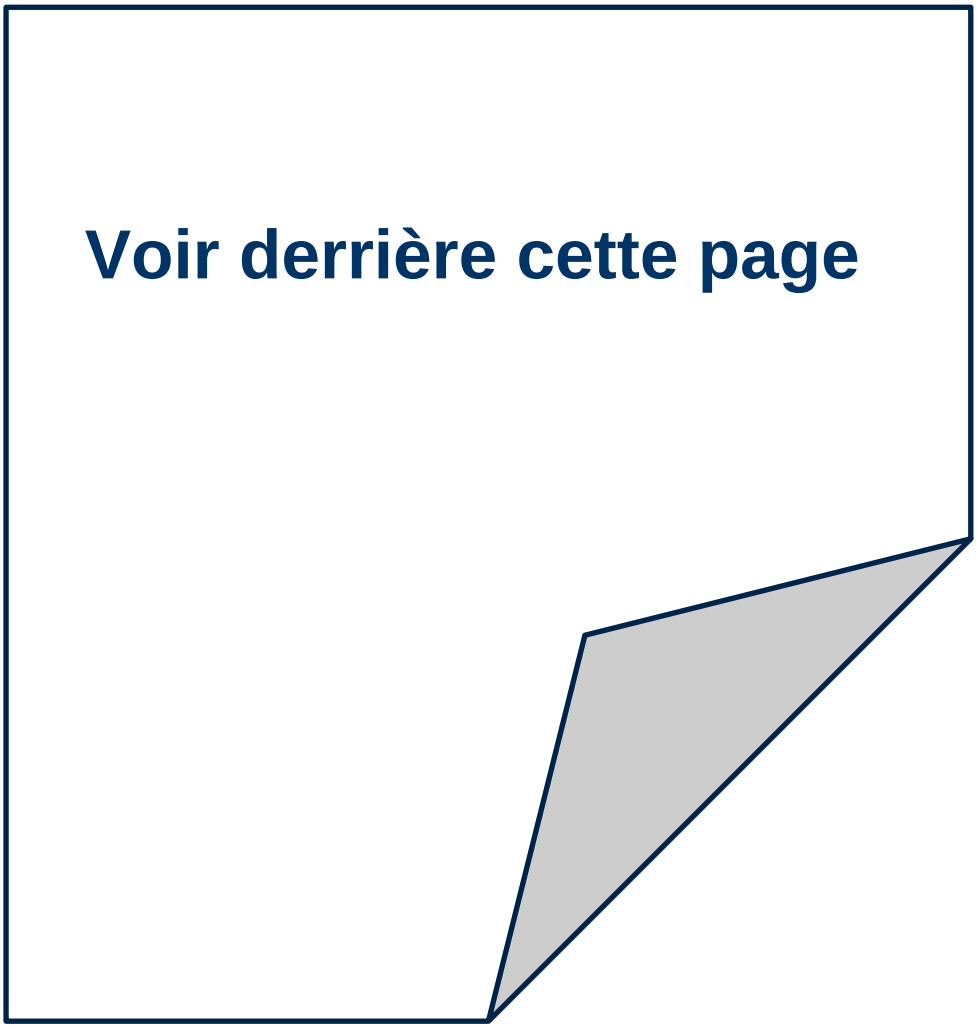
Géométrie de la fraise

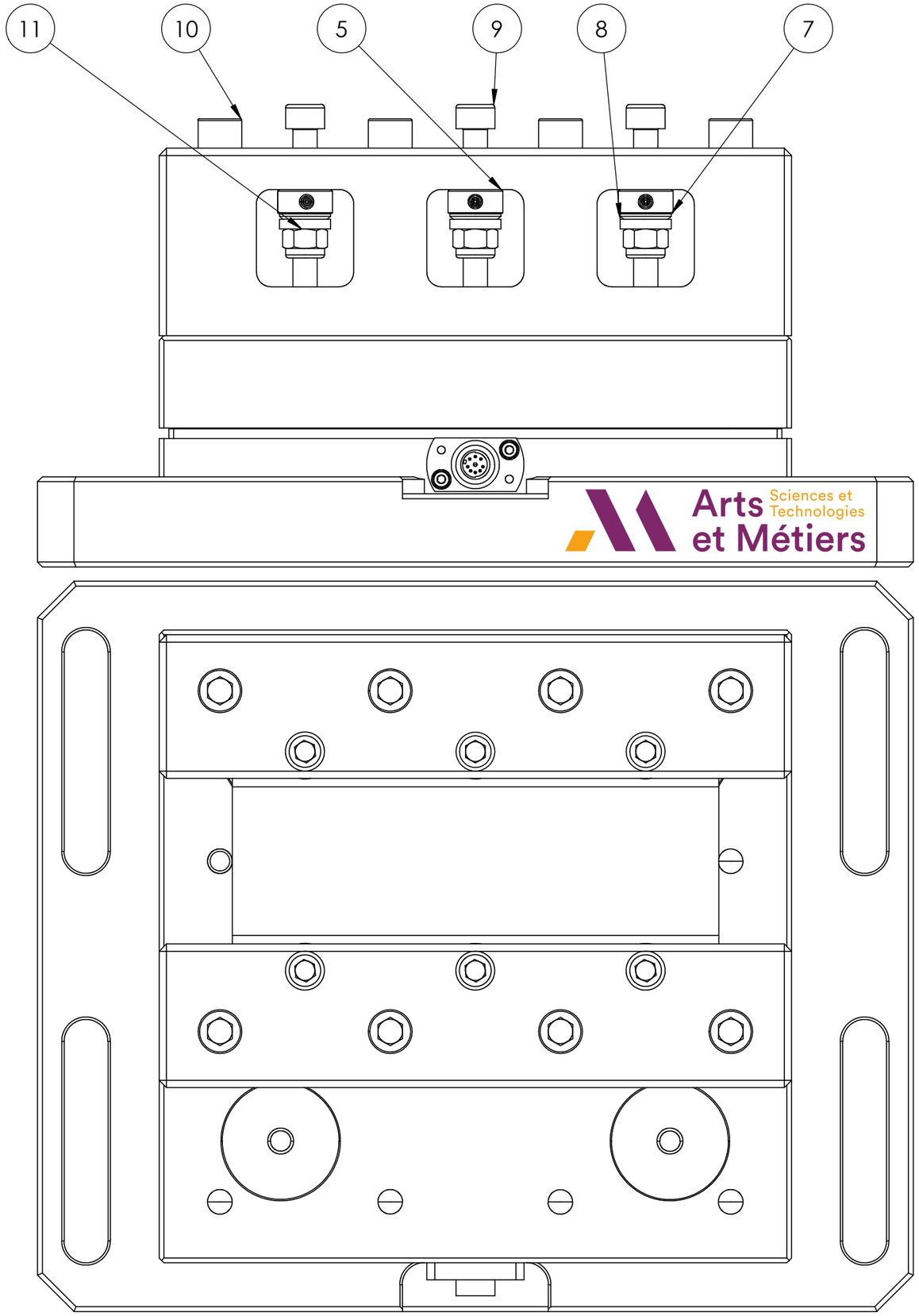


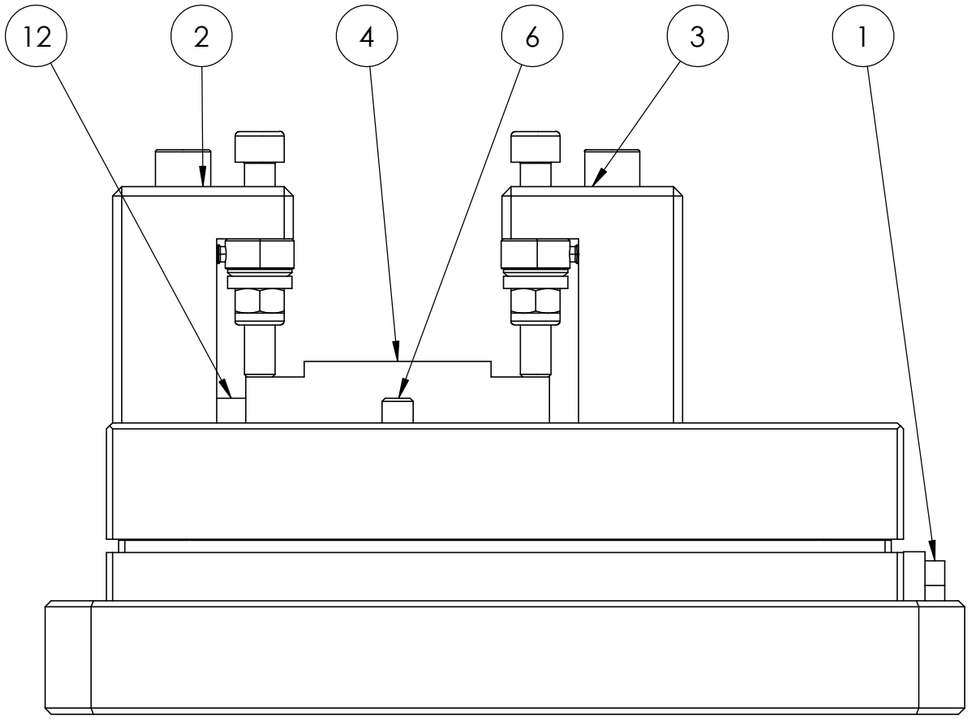
Géométrie d’une plaquette



Annexe C Dessin d'ensemble du montage et dessin de définition des brides

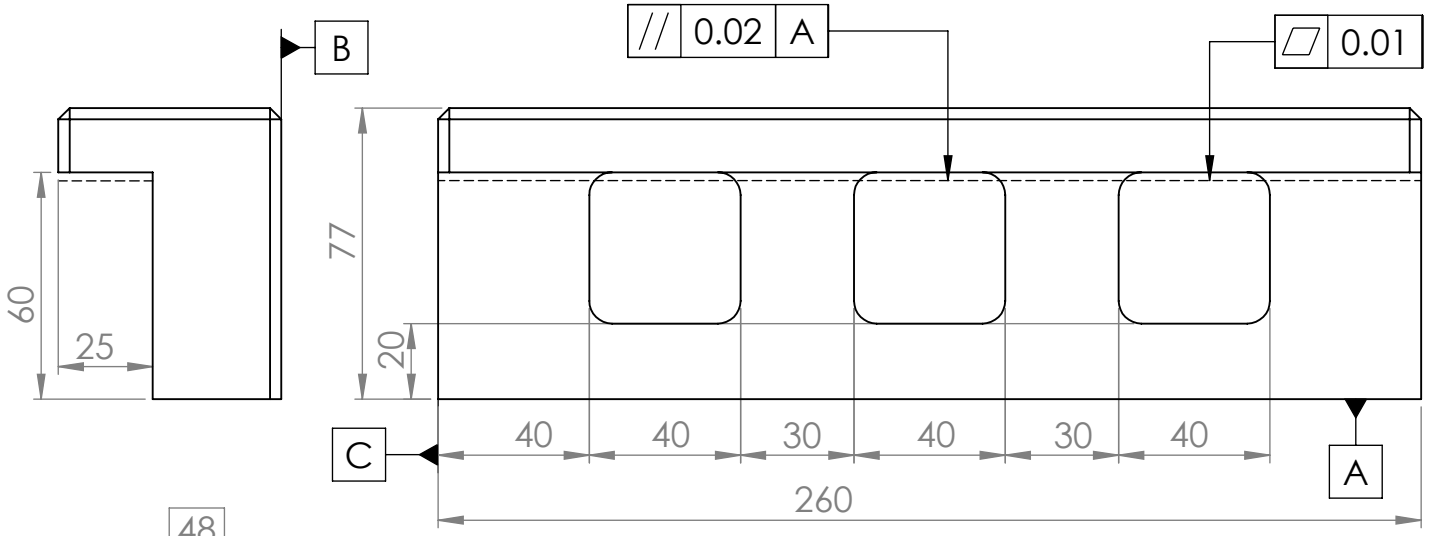


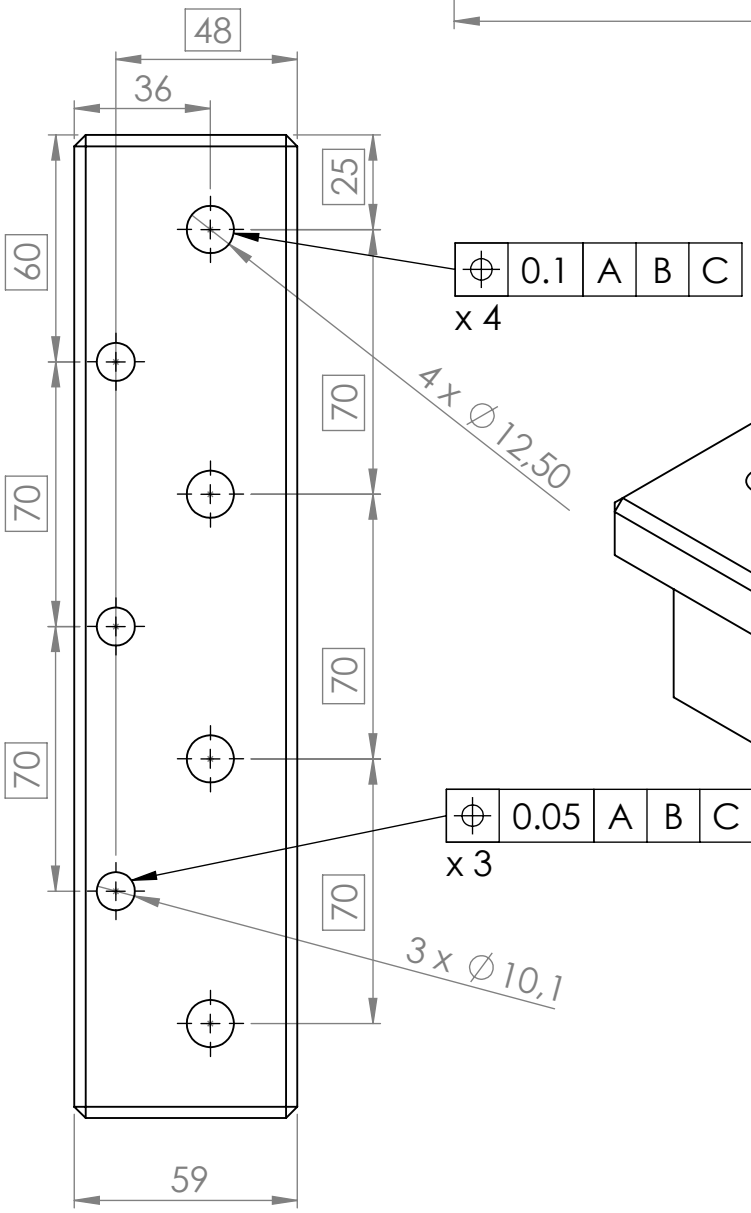


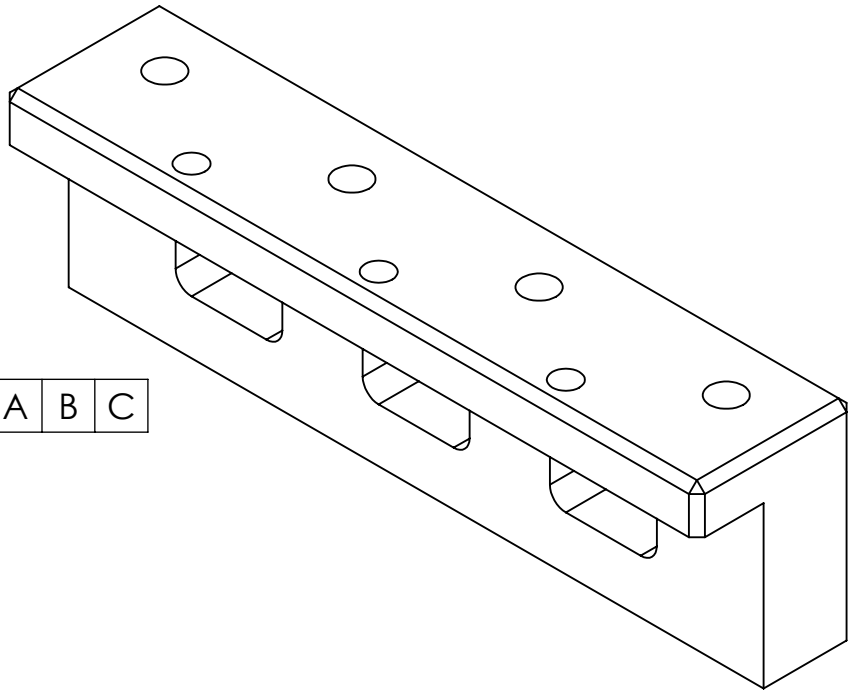


No. ARTICLE	NUMERO DE PIECE	DESCRIPTION	QTE
1	Dynamomètre fixe	KISTLER_Type_9255C	1
2	Bride D		1
3	Bride G		1
4	Echantillon	Plaque épaulée	1
5	Rondelle de charge	KISTLER_Type_9021A	6
6	Butée		1
7	Rondelle convexe RCX	Rondelle à portée sphérique DIN6319	6
8	Rondelle concave RCC	Rondelle à portée sphérique DIN6319	6
9	Vis CHC M10 x 70 --- 70C	DIN 912 ISO 4762 ACIER BRUT CL. 12.9 FIL. TOTAL	6
10	Vis CHC M12 x 90 --- 36C	DIN 912 ISO 4762 ACIER BRUT CL.12.9 FIL. PARTIEL	8
11	Ecrou frein M10-C	ISO 7040-M10-C	6
12	Cale 9.5		1

Chanfreins à 3 x 45°
Congés à R6

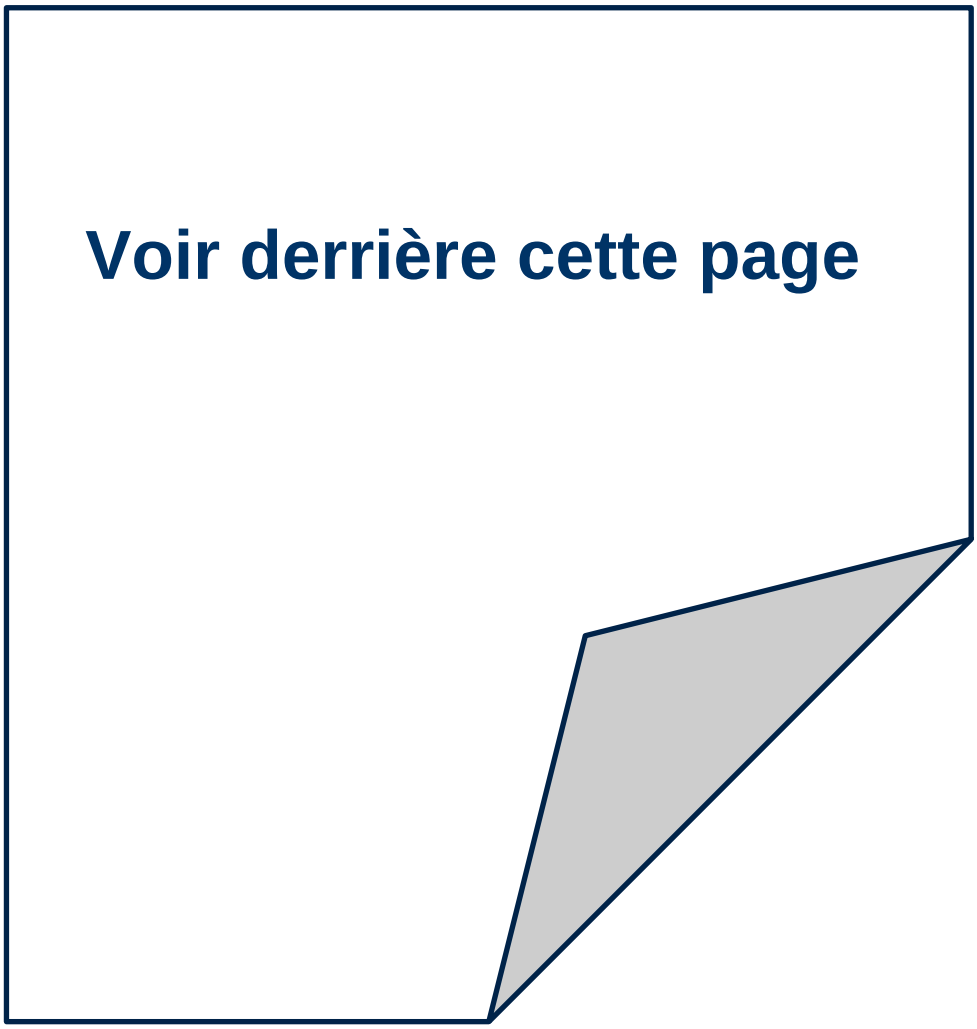




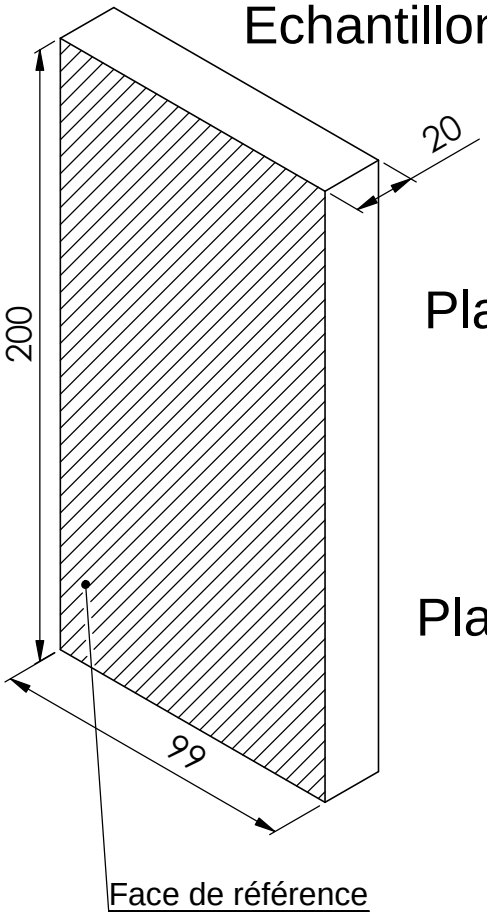


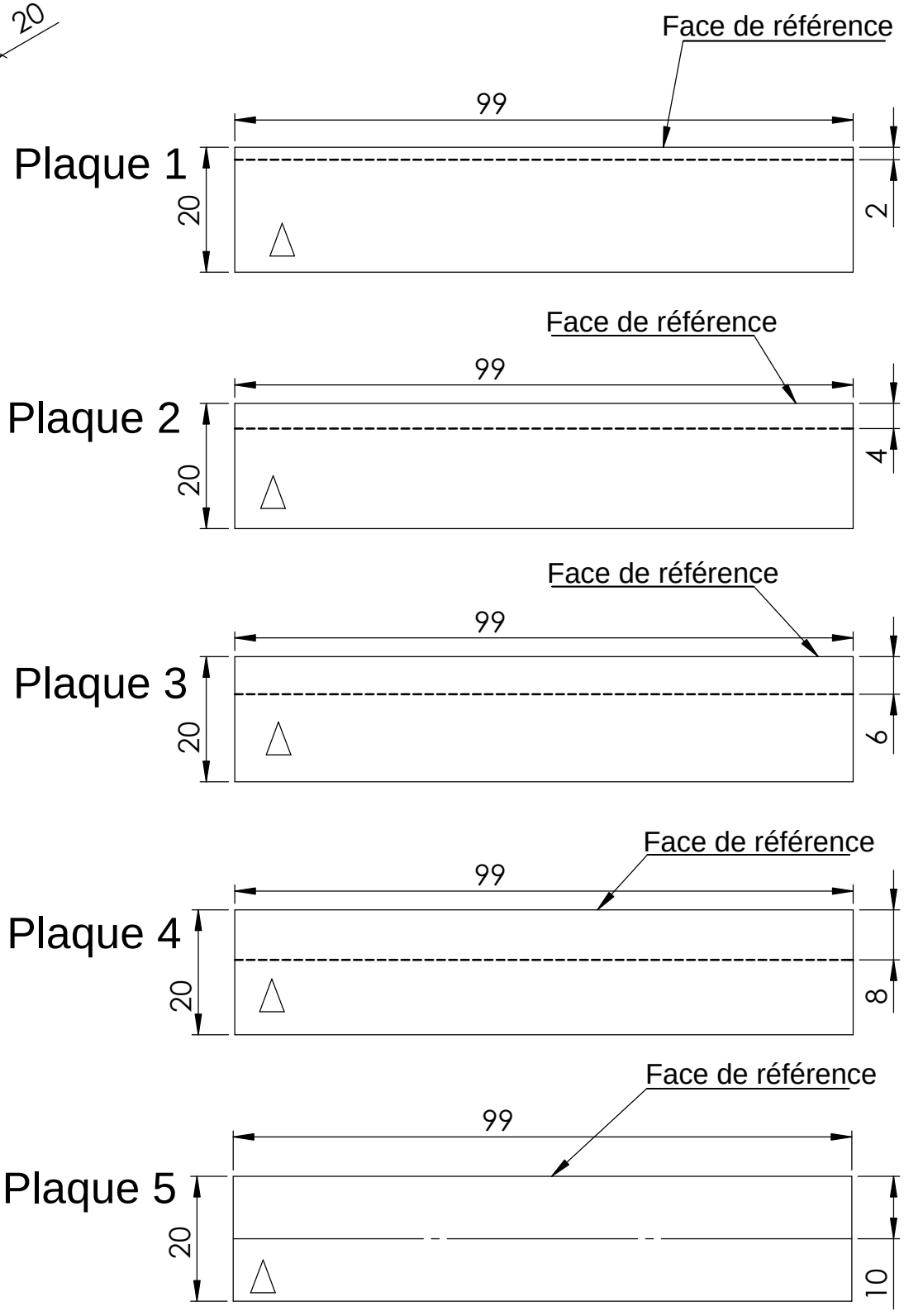
SAUF INDICATION CONTRAIRE : LES COTES SONT EN MILLIMETRES REGOSITE TOTALE : Ra 3.6 TOLERANCES GENERAL : m6	LABORATOIRE : LaBoMaP Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés	ECOLE : Arts et Métiers Sciences et Technologies	
CONCEPTEUR : *Iheb CHERIF*	VERIFICATEUR : *Gérard POULACHON*	*Bride_D&G*	A4
SIGNATURE :	MATERIAU : *C48*		
DATE : *28/11/2017*	MASSE :	ECHELLE:1:2	FEUILLE 1 SUR 1

Annexe D Plan de coupe des échantillons (coupe par électroérosion)



Echantillons coupés par électroérosion à fil

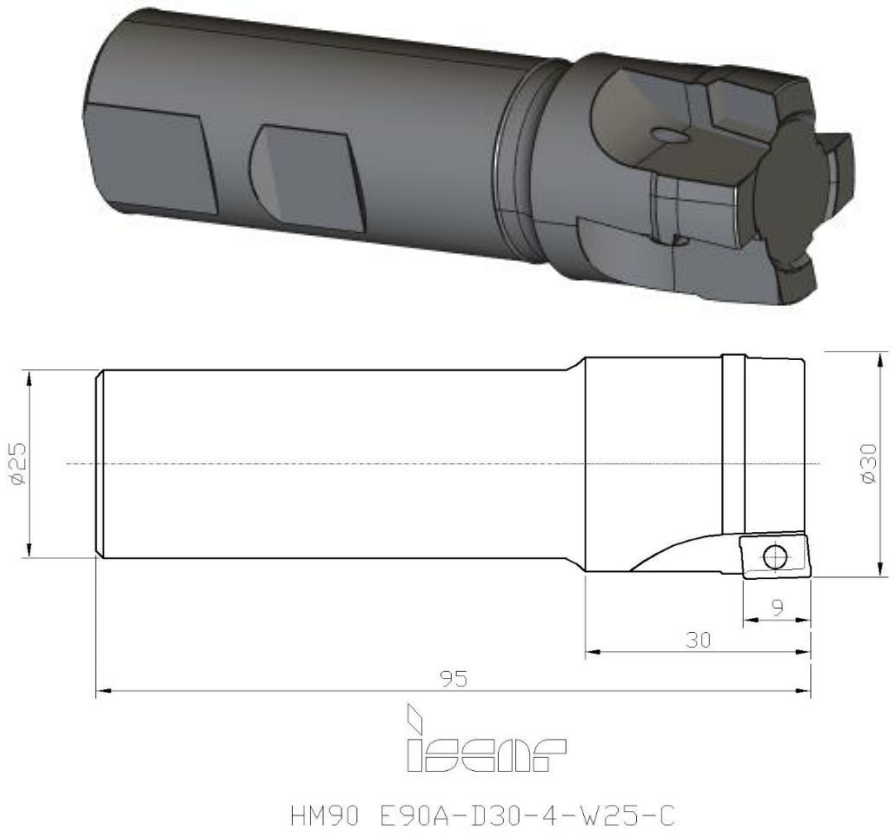




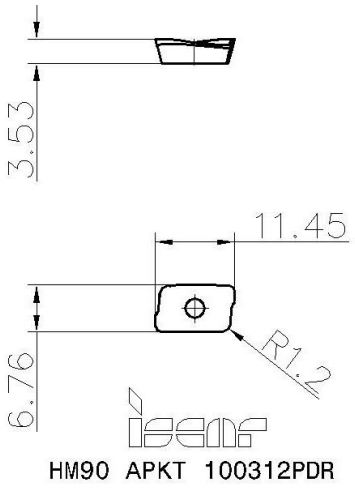
	LABORATOIRE : LaBoMaP Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés	ECOLE : Arts et Métiers Sciences et Technologies	
email : iheb.cherif@ensam.eu	VERIFICATEUR : *Gérard POULACHON*	Echantillons pour élecroérosion	A4
SIGNATURE :	MATERIAU : *316 L*		
DATE : *16/01/2018*	MASSE : 3,1 kg	ECHELLE:1:1	FEUILLE 1 SUR 1

Annexe E Fraise et plaquettes employé(es) en rainurage

Géométrie de la fraise



Géométrie d'une plaquette



MODÉLISATION ET VALIDATION EXPÉRIMENTALE DE LA DISTORSION DE PLAQUES USINÉES

RÉSUMÉ :

Les échangeurs thermiques des nouvelles générations de réacteurs nucléaires sont constitués de tôles en acier inoxydable AISI 316L. Ces échangeurs compacts permettent d'améliorer le rendement thermique et ainsi la production d'énergie. Durant la fabrication des plaques, des contraintes résiduelles apparaissent et peuvent engendrer une distorsion. Afin d'assurer l'assemblage de ces plaques, cette distorsion doit être maîtrisée et minimisée, principalement en contrôlant l'évolution du champ de contraintes résiduelles.
Les contraintes résiduelles générées au cours des processus qui précèdent l'usinage ont été mesurées en utilisant différentes méthodes. Ensuite, ces contraintes résiduelles ont été intégrées dans un modèle numérique de distorsion prenant en compte les effets de séquence et le serrage au cours de l'usinage. La validation expérimentale du modèle a été effectuée en utilisant un dispositif expérimental intelligent composé de capteurs de force intégrés dans un système de bridage développé spécialement pour la thèse. Il a permis également d'étudier l'influence des conditions d'usinage sur la déformation des plaques.
Enfin, le modèle de distorsion développé a été utilisé pour optimiser la stratégie d'usinage afin de minimiser la distorsion des tôles industrielles.

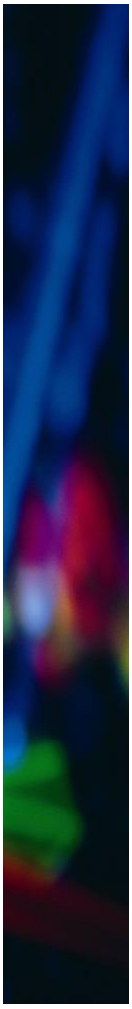
Mots clés : Contraintes résiduelles ; Usinage ; Distorsion ; Simulation numérique.

MODELLING AND EXPERIMENTAL VALIDATION OF MACHINED PLATE DISTORTION

ABSTRACT :

Heat exchangers used in new nuclear power generation plants are made of AISI 316L stainless steel plates stacked in order to improve their efficiency and compactness. During the plates production, residual stresses appear and could cause distortion. To ensure the assembly, this distortion must be controlled and minimized, mainly by controlling the evolution of the residual stress field.
Residual stresses generated by manufacturing processes preceding machining were measured using various methods. Then, the obtained residual stresses distributions were integrated into a developed model to predict part distortion, considering the clamping and machining sequence effects. Experimental validation was carried out using a smart experimental device with force sensors integrated in a clamping system was developed. The influence of machining conditions on the plate distortion was also studied using this set-up.
Finally, the developed model was used to optimize the machining strategy in order to minimize the distortion.

Keywords: Residual stresses; Machining; Part distortion; Numerical simulation.



Arts et Métiers Sciences et Technologies

HESAM UNIVERSITÉ