



HAL
open science

Concept de montage intelligent pour la maîtrise de la distorsion des pièces en usinage

Mohamed Ali Louhichi

► **To cite this version:**

Mohamed Ali Louhichi. Concept de montage intelligent pour la maîtrise de la distorsion des pièces en usinage. Génie mécanique [physics.class-ph]. HESAM Université, 2023. Français. NNT : 2023HESAE022 . tel-04483373

HAL Id: tel-04483373

<https://pastel.hal.science/tel-04483373>

Submitted on 29 Feb 2024

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

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

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES DES MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR
Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés (LaBoMaP)
Campus de Cluny

THÈSE

présentée par : **Mohamed Ali LOUHICHI**

soutenue le : 16 Mars 2023

pour obtenir le grade de : **Docteur d'HESAM Université**

préparée à : **École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

Spécialité : **Génie Mécanique – Procédés de fabrication**

Concept de montage intelligent pour la maîtrise de la distorsion des pièces en usinage

THÈSE dirigée par :

Gérard Poulachon et Philippe Lorong

et co-encadrée par :

José Outeiro

M. Pedro ARRAZOLA ARRIOLA, Professeur des Universités, Mondragon Unibertsitatea, Espagne
Mme Katia MOCELLIN, Directrice de Recherche, HDR, Mines Paris, Université PSL
M. Mathieu RITOU, Maître de conférences HDR, Nantes Université - LS2N
Mme Hélène CHANAL, Maître de conférences HDR, Sigma, Clermont
M. Gérard POULACHON, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers Cluny
M. Philippe LORONG, Professeur des Universités, PIMM, Paris
M. José OUTEIRO, Maître de conférences HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers Cluny
M. Eric MONTEIRO, Maître de conférences, PIMM, Paris
M. Alexandre BROSSE, Docteur-Ingénieur, FRAMATOME

Jury

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Je tiens à remercier mon jury de thèse pour avoir pris le temps d'évaluer mes travaux et pour ses précieuses recommandations.

Mes remerciements s'adressent ainsi à l'ensemble des personnes ayant contribué à la réussite de ces travaux :

- À mon directeur de thèse Gérard POULACHON, pour la confiance, les conseils et les encouragements durant ces trois ans. Son soutien pendant les moments cruciaux et sa confiance ont été des facteurs clés pour moi. Merci Gérard ! C'était un plaisir de travailler avec toi !
- À mon co-directeur de thèse Philippe LORONG, pour ses idées, et ses judicieux conseils, qui ont contribué à alimenter ma réflexion.
- À mon encadrant de thèse José OUTEIRO, 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 lui.
- À Eric MONTEIRO pour le temps qu'il a consacré et pour les précieuses informations qu'il m'a prodigués avec intérêt et compréhension. Merci d'avoir été si patient avec moi et de m'avoir supporté dans les moments les plus difficiles.
- À Alexandre BROSSE et Gilles CROISSONNIER pour leur support, leur ouverture scientifique et leur humilité.
- À Elodie DEVEZEAUD et Siwar BEN HADJ ALI, pour les efforts et la qualité des travaux de master de recherche. Vous m'avez offert une expérience d'encadrement qui m'a enrichi tant sur le plan professionnel que personnel.
- J'exprime également ma gratitude à Serge BORECKI, Dominique COTTON et Bertrand MARCON pour leurs efforts et leur support technique.
- Au personnel de l'ENSAM : Nathalie LAROCHE, Marie-Laure LOUVRIER et Christophe DELORME, pour leur soutien ainsi que leur disponibilité.
- Au personnel technique de l'équipe UGV et IMS ainsi que l'équipe d'AMVALOR pour leurs diverses contributions.
- À l'ensemble des collègues, doctorants et docteurs pour les bons moments passés à Cluny et pour le partage de leurs connaissances.
- À mes amis Adnen ABDESSAID, Adnen DHAHRI et Ala Eddine WANNASSI pour leur soutien et à mes amis de Cluny : Maroane RAKBA, Brice JACQUET, l'US Cluny et l'équipe de Volleyball avec qui j'ai passé de bons moments sportifs.
- À mes parents (Mongi et Basma) et mes sœurs (Mayssa, Maha et Farah) pour leur soutien quotidien et inconditionnel. Vous êtes les lumières de ma vie.

Je termine avec une des citations de IBN AL-HAYTHAM (Alhazen) qui m'a toujours encouragé :

'Si l'apprentissage de la vérité est son objectif, le devoir de l'homme qui étudie des écrits scientifiques est de se faire ennemi de tout ce qu'il lit.'

Table des matières

Liste des abréviations.....	6
Introduction	7
1. Contexte.....	7
2. Cadre de la thèse.....	8
3. Méthodologie scientifique et chapitres de la thèse.....	8
4. Plan de lecture	10
Chapitre 1.....	13
Etat de l’art	13
1. Introduction	13
2. Définition et échelles des contraintes résiduelles	14
3. Mécanismes de génération et d’atténuation des contraintes résiduelles.....	15
3.1. Mécanismes de génération des contraintes résiduelles.....	15
3.2. Atténuation des contraintes résiduelles	21
3.3. Bilan	23
4. Méthodes de mesure des contraintes résiduelles	23
4.1. Les méthodes destructives	24
4.2. Les méthodes non destructives	26
4.3. Bilan	28
5. Mesure de la distorsion.....	28
5.1. Mesure avec contact	28
5.2. Mesure sans contact.....	29
5.3. Bilan	31
6. Prédiction des contraintes résiduelles avant usinage	31
6.1. Approximation d’un profil de contraintes type	32
6.2. Simulation des procédés de fabrication.....	33
6.3. Bilan	34
7. Modèles de la distorsion en cours d’usinage.....	34
7.1. Modélisation analytique et empirique	34
7.2. Modélisation numérique.....	35
7.3. Réduction de modèle	38
8. Approches pour réduire les distorsions	38
8.1. Position de la pièce dans le brut	38
8.2. Optimisation de stratégies d’usinage et des conditions de coupe.....	40

8.3.	Correction de la trajectoire outil/matière.....	42
8.4.	Bilan	45
9.	Conclusion de l'état de l'art	47
Chapitre 2.....	49	
Caractérisation des contraintes résiduelles initiales.....	49	
1.	Introduction	49
2.	Simulation des CR initiales	50
2.1.	Définition des plaques en alliage d'aluminium 7075	50
2.2.	Traitement thermique T6.....	50
3.	Détermination expérimentale du champ de contraintes résiduelles	61
3.1.	La méthode de la flèche.....	61
3.2.	Méthode du contour.....	65
3.3.	Mesure par diffraction de rayon X (DRX)	69
3.4.	Contraintes résiduelles induites par l'usinage	71
4.	Conclusion.....	75
Chapitre 3 :	77	
Optimisation du champ de contraintes résiduelles simulé.....	77	
1.	Introduction	77
2.	Extraction de la base réduite.....	78
2.1.	Proper Orthogonal Decomposition (POD)	78
2.2.	Singular Value Decomposition (SVD).....	79
2.3.	Proper Generalized Decomposition (PGD)	83
3.	Optimisation des champs de contrainte simulés.....	84
3.1.	Incertitude des paramètres de simulation du TTh	84
3.2.	Test des méthodes d'optimisation (optimisation virtuelle)	84
3.3.	1 ^{ère} approche d'optimisation – Méthode SVD.....	85
3.4.	2 ^{ème} approche d'optimisation – Méthode PGD.....	91
4.	Etude de cas.....	95
4.1.	Protocole expérimental du rainurage.....	95
4.2.	Mesure de la distorsion.....	96
4.3.	Simulation du rainurage	98
4.4.	Comparaison expérimentale/simulation	100
4.5.	Optimisation	101
5.	Conclusion.....	106
Chapitre 4 :	108	

Caractérisation et correction des distorsions	108
1. Introduction	108
2. Montage Instrumenté.....	109
2.1. Principe théorique du montage.....	109
2.2. Montage Instrumenté.....	109
3. Utilisation du montage instrumenté.....	110
3.1. Etude de cas pièce #1	110
3.2. Cas d'étude pièce #2.....	114
4. Correction numérique.....	123
4.1. Level-set	123
4.2. Correction numérique.....	125
5. Conclusion.....	128
Conclusion générale et perspectives	129
Références	132
Annexes A : Plan d'expériences (27 simulations)	138
Annexes B : Caractéristiques Scanner GOM	139

Liste des abréviations

a_e	Profondeur de passe radiale [mm]
a_p	Profondeur de passe axiale [mm]
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CR	Contraintes Résiduelles [MPa]
CR_{exp}	Contraintes Résiduelles expérimentales [MPa]
CR_{sim}	Contraintes Résiduelles simulées [MPa]
DRX	Diffraction des Rayons X
f_z	Avance par tour par dent [mm/tr/dent]
ML	Machine Learning
MOR	Model Order reduction
MEF	Méthode des Éléments Finis
MMT	Machine à Mesurer Tridimensionnelle
POD	Proper Orthogonal Decomposition (Décomposition Orthogonale aux Valeurs Propres)
PGD	Proper Generalized Decomposition
SVD	Singular Value Decomposition (Décomposition en Valeurs Singulières)
TTh	Traitement Thermique
T_f	Température de fluide [°C]
T_s	Température de solide [°C]
T_{exp}	Température expérimentale [°C]
T_{sim}	Température simulée [°C]
V_c	Vitesse de coupe [m/min]

Introduction

1. Contexte

Le nombre de livraisons des avions chez les deux plus grands fournisseurs dans le monde Airbus et Boeing, n'a cessé d'augmenter ces vingt dernières années comme le montre la Figure 1. Ces avions sont conçus de composants structurels métalliques usinés à partir de plaques de grandes dimensions. Durant la fabrication de ces composants, des contraintes internes ou résiduelles auto-équilibrées sont générées par des sollicitations thermiques et mécaniques. La distribution de ces contraintes résiduelles (CR) dépend des procédés de fabrication avant l'enlèvement de matière. Lors de leur usinage, la rupture de cet équilibre génère le rééquilibrage de ces contraintes et par conséquent des déformations géométriques et dimensionnelles de la pièce. Des contraintes induites par l'usinage peuvent également s'ajouter avec un impact qui dépend du matériau usiné, de la géométrie de la pièce et des conditions de coupe. Ces phénomènes sont fréquents et connus dans plusieurs secteurs industriels qui utilisent des pièces avec un volume de matière enlevé important.

D'après (Wang et al., 2018) la probabilité de ne pas respecter les tolérances en raison des distorsions des pièces durant l'usinage est de 47 %. Les corrections liées à ces distorsions coûtent plus de 290 milliards de dollars selon une étude menée par la société Boeing sur les informations relatives à la fabrication de quatre avions différents (Bowden et Halley, 2001). Dans un autre domaine, et toujours lié à la distorsion des pièces, les industries allemandes de l'automobile, des machines-outils et de la transmission de puissance ont estimé le coût lié à la déformation des pièces à 850 millions d'euros par an d'après (Thoben et al., 2002). La présente thèse se focalise sur la maîtrise et la limitation de ces distorsions. Les pièces étudiées seront en alliage d'aluminium Al 7075, alliage très utilisé dans le secteur aéronautique.

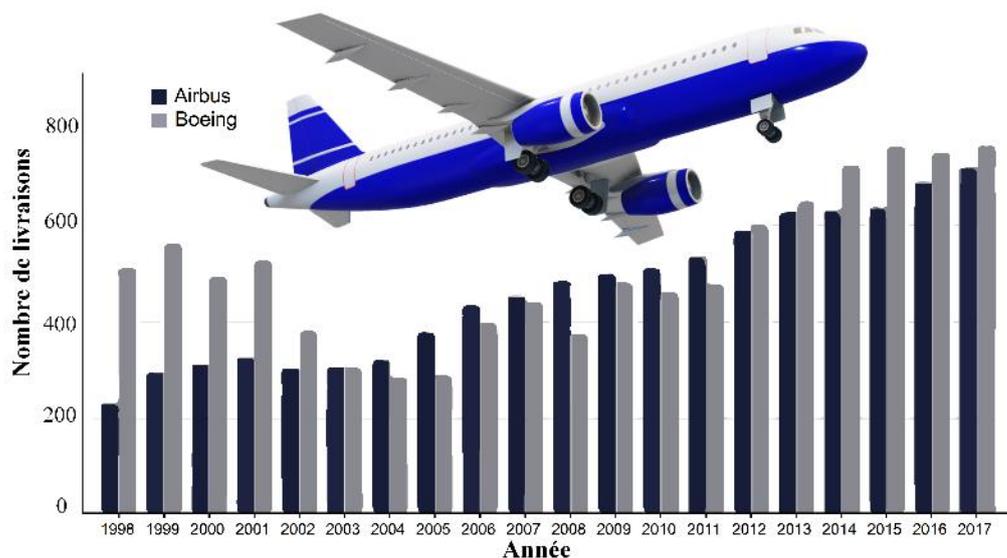


Figure 1 Nombre de livraisons des avions de 1998 à 2017 (Airbus, 2017)

2. Cadre de la thèse

Cette thèse fait partie d'un projet intitulé : « usinage Intelligent pour la Maitrise de la DEformation de pièces (IMADE) ». Ce projet s'intéresse à l'usinage de pièces de très grandes dimensions en alliage d'aluminium (de type Al 7075) destiné principalement aux secteurs nucléaire et aéronautique. Il est financé par l'Agence Nationale de Recherche (ANR).

Dans ce projet, nous nous intéressons à la maîtrise de la déformation des pièces pendant l'usinage à partir d'une mesure *in-situ* du comportement de la pièce et en proposant une adaptation intelligente du bridage. Ce projet contribue ainsi à la mise en place d'un usinage dit « intelligent » car adaptatif au comportement de chaque pièce (même issue d'une même série) pendant l'usinage et après débridage. Cette approche sera mise en œuvre sur deux cas d'application représentatifs de secteur aéronautique.

Pour atteindre cet objectif, deux thèses sur le même problématique mais avec des objectifs différents, ont été mises en place :

- La première se déroule à Clermont Ferrand en collaboration avec l'Université Clermont Auvergne. L'objectif de cette thèse est le développement d'une méthode de mesure par imagerie quantitative adaptée à l'usinage de pièces de grandes dimensions en couplant stéréo-corrélation et projection d'images. Ces travaux, centrés sur la mesure de déformation *in-situ* vont permettre par la suite l'identification des CR au sein des tôles aéronautiques.
- La deuxième thèse, présentée dans ce mémoire, se déroule à l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers et en collaboration entre deux laboratoires : le LaBoratoire des Matériaux et Procédés (LaBoMaP) qui se trouve à Cluny et le laboratoire des Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux (PIMM) qui se trouve à Paris. Elle s'intéresse à la réduction des déformations de pièce en alliage d'aluminium Al7075 en utilisant un montage intelligent couplé à un modèle d'optimisation. Cette correction des déformations se base sur des mesures *in-situ* à l'aide d'un scanner 3D GOM. La méthodologie scientifique ainsi que les chapitres de la thèse seront détaillés dans la section suivante.

Deux mémoires de master sont venus en appui de chaque thèse sur la période des 3 ans :

- ❖ MR1 : Elodie DEVEZEAUD (02/2021 → 07/2021) : Analyse de la déformation des pièces en usinage.
- ❖ MR2 : Siwar BEN HADJ ALI (03/2022 → 08/2022) : Simulation de la déformée d'une pièce en cours d'usinage en présence de contraintes internes.

3. Méthodologie scientifique et chapitres de la thèse

Cette thèse s'appuie sur les trois axes illustrés dans l'organigramme présenté Figure 2. Les axes définissent une méthodologie scientifique qui vise à prédire les déformations des pièces en alliage d'aluminium et à les corriger à l'aide d'un montage instrumenté.

L'axe 1 de la thèse porte sur la prédiction de la déformation de pièces en alliage d'aluminium Al 7075. Cela comporte 2 étapes :

- Définition d'un modèle de simulation permettant de prédire des champs de contraintes après traitement thermique (TTh). Ce champ de CR dépend de paramètres process pas toujours bien maîtrisés et conduisant à une variabilité, d'une pièce à l'autre, des CR après TTh.

- Définition d'un modèle de simulation permettant, pour un champ de CR initial connu, de prédire l'évolution de la forme de la pièce en cours d'usinage et après débridage.

Dans cet axe, les pièces brutes de taille 300 x 200 x 40 mm³ ont subi un traitement thermique (TTh) T6, composé par une trempe suivie d'un revenu. Afin de mesurer les températures pendant les différentes phases du TTh, les pièces ont été instrumentées avec des thermocouples de type K. L'objectif de cette expérience est de déterminer les coefficients de convection thermique avec l'eau et l'air. Ces coefficients de convection thermique ont été utilisés pour simuler le TTh. A la fin du TTh, un champ de CR a été généré dans la pièce réelle. Pour valider le champ de contraintes simulé, les méthodes de la flèche et du contour ont été utilisées. Après la validation de ce champ de contraintes, un modèle d'usinage a été développé à l'aide du logiciel SYSWELD[®] pour prédire la déformation de la pièce générée par la redistribution des CR.

L'axe 2 de la thèse traite de l'optimisation de la simulation pour la rapprocher des résultats expérimentaux. Il s'agit principalement de construire d'un méta-modèle permettant à partir de mesures de la déformée de la pièce en cours d'usinage : i) de déduire le champ de CR initial (avant l'usinage) de la pièce, ii) de prédire la forme de la pièce après débridage. En effet, en utilisant le modèle du TTh développé, une base des CR a été construite. Cette base est construite à partir d'un plan d'expériences de trois facteurs à trois niveau chacun. Ces facteurs sont les données d'entrée pour la simulation du TTh qui sont : la conductivité thermique λ , le coefficient de convection avec l'eau h_w et le coefficient de dilatation thermique α . Les 27 profils de CR ($3^3 = 27$) simulés ont été utilisés par la suite comme données d'entrée pour le modèle d'enlèvement de matière. Le champ de déplacements après débridage pour les différentes passes d'usinage a été utilisé pour construire une base réduite à l'aide de l'outil *Proper Generalised Decomposition* (PGD). Ensuite, par optimisation, le champ de contraintes simulé est optimisé en utilisant la comparaison entre le champ de déplacement simulé et celui mesuré par le scanner 3D GOM. Des simulations de correction lors de la dernière passe d'usinage ont été faites pour prédire les corrections à effectuer en utilisant le montage dit « intelligent ».

L'axe 3 de la thèse porte sur la correction des défauts simulés/mesurés. A partir de l'identification du champ de CR identifié grâce à la méthodologie présentée dans l'axe 2, une proposition de correction de la forme de la pièce avant la fin de l'usinage pour améliorer sa qualité géométrique après débridage est proposée. Le montage dit "intelligent" qui permet ainsi de mesurer les déformations de la pièce usinée sans la débrider a été fabriqué en utilisant les prédictions de déformation de l'axe 1. Ce montage est instrumenté de capteurs de force pour mesurer l'évolution des forces de serrage pendant l'usinage. Après chaque passage, un vérin situé sous la pièce est utilisé pour corriger ces déformations.

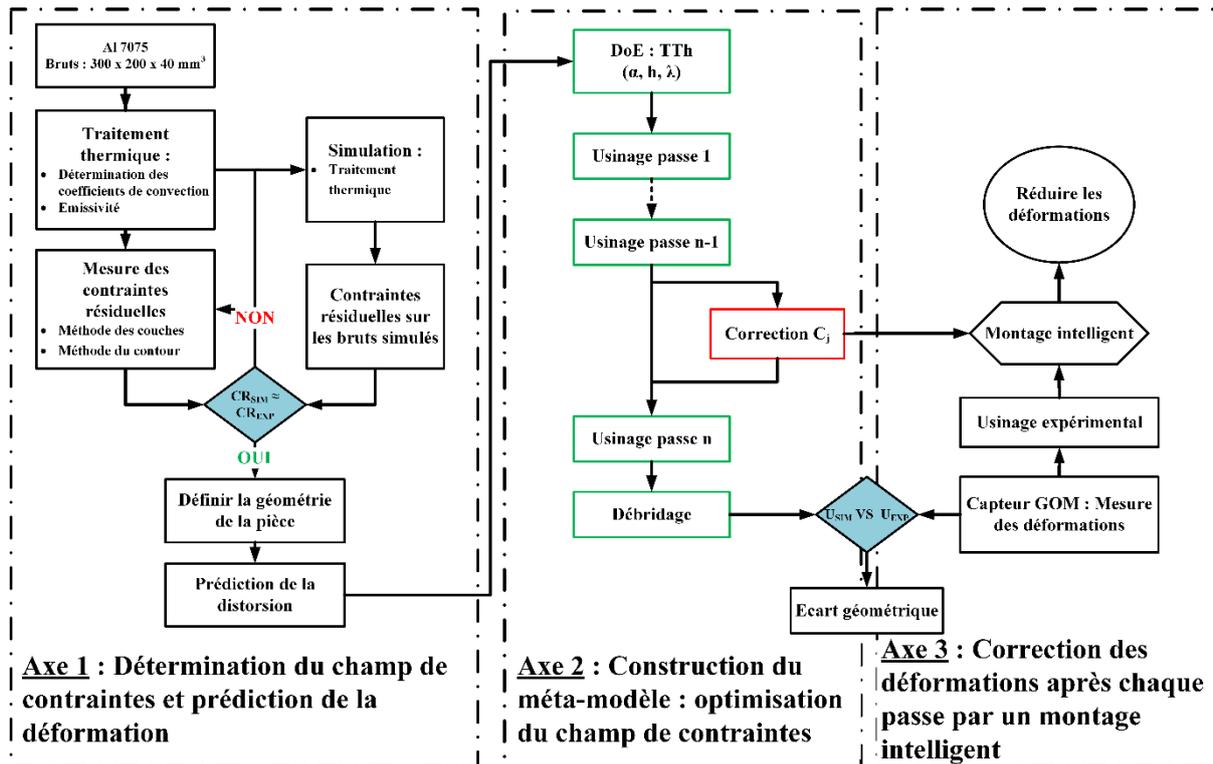


Figure 2 Méthodologie scientifique de la thèse

4. Plan de lecture

Le mémoire de thèse comporte quatre chapitres distincts afin d'avoir une meilleure compréhension des enjeux inhérents à la déformation des pièces.

Le premier chapitre est une étude bibliographique des phénomènes liés à la déformation des pièces. Le chapitre débute par une définition des CR et des différentes échelles associées. Ensuite, les mécanismes liés à la génération et à l'atténuation de ces CR, notamment dans le cas des alliages d'aluminium, sont présentés. Une fois les types de CR identifiés, les méthodes de mesure destructives et non destructives de ces CR sont présentées. Ces méthodes de mesure des contraintes sont basées sur des mesures de déformation locales ou globales. Sur la base de ce principe, des méthodes de mesure de déformation avec et sans contact seront présentées. Les mesures de CR sont souvent utilisées pour la validation de modèles numériques. Pour cette raison, les méthodes de prédiction de CR avant usinage seront illustrées. La compréhension de tous ces phénomènes permet de comprendre l'impact de ces CR sur la déformation des pièces lors d'un enlèvement de matière. L'objectif final de l'étude des déformations des pièces est de les réduire au mieux. Pour ce faire, différentes méthodes de prédiction de la déformation ont été développées au fil des années et sont présentées. Ces méthodes sont notamment utilisées pour trouver des protocoles de correction en fonction du cas étudié. Le chapitre se termine par une conclusion qui permet de positionner le travail effectué dans cette thèse vis-à-vis de ce qui a déjà été fait.

Le deuxième chapitre présente une méthodologie destinée à prédire et valider le champ de CR induites par le TTh T6. Des plaques d'aluminium 7075 ont été traitées thermiquement pour éliminer les CR précédentes et générer une nouvelle distribution. Pendant le traitement thermique, ces plaques ont été instrumentées avec des thermocouples pour déterminer les coefficients de convection thermique. Les

méthodes de la flèche (couches) et du contour ont été utilisées pour déterminer la distribution des CR. La méthode de Diffraction des Rayons-X (DRX) a également été utilisée pour valider le profil simulé et enrichir les résultats expérimentaux. Enfin, une conclusion sur cette approche a été faite.

Les champs de CR après TTh peuvent présenter une grande variabilité. Le troisième chapitre de la thèse porte sur l'obtention, par optimisation, d'un champ de contraintes simulé permettant de reproduire au mieux les déformations observées en cours d'usinage. Les travaux de ce chapitre sont ceux de l'axe 2 de la thèse (*cf.* Figure 2). Une revue de la littérature sur les méthodes de réduction de modèles sera présentée. Ensuite, deux méthodes ont été testées en utilisant une optimisation virtuelle (maillage grossier et référence numérique) pour choisir la méthode la plus adaptée. L'optimisation réelle sera faite sur un cas test avec une géométrie simple (rainurage). Une chaîne numérique a été développée pour reproduire les étapes de fabrication de la pièce. L'écart géométrique entre la pièce mesurée et la pièce simulée a été réduit en optimisant les CR simulées.

Le quatrième chapitre de la thèse traite des travaux expérimentaux menés dans le cadre de cette thèse. Un montage instrumenté dit intelligent a été fabriqué. Le principe de ce montage sera illustré ainsi que ses avantages. Deux campagnes d'essai largement instrumentées ont été réalisées à l'aide de ce montage afin de tester ces fonctionnalités. Un protocole de correction sera présenté à la fin de ce chapitre sur la base des résultats de simulation numérique. La validation de ce protocole sera réalisée par un post-doctorant dans le cadre du projet ANR IMADE.

En conclusion, le travail réalisé au cours de cette étude est synthétisé, les avancées effectuées pour chaque axe de recherche sont mises en lumière, et les diverses perspectives qu'ouvrent cette approche sont exposées.

Sommaire

Chapitre 1.....	13
Etat de l'art.....	13
1. Définition et échelles des contraintes résiduelles	13
2. Mécanismes de génération et d'atténuation des contraintes résiduelles.....	15
2.1. Mécanismes de génération des contraintes résiduelles.....	15
2.2. Atténuation des contraintes résiduelles	21
2.3. Bilan	23
3. Méthodes de mesure des contraintes résiduelles	23
3.1. Les méthodes destructives	24
3.2. Les méthodes non destructives	26
3.3. Bilan	28
4. Mesure de la distorsion.....	28
4.1. Mesure avec contact	28
4.2. Mesure sans contact.....	29
4.3. Bilan	31
5. Prédiction des contraintes résiduelles avant usinage	31
5.1. Approximation d'un profil de contraintes type	32
5.2. Simulation des procédés de fabrication	33
5.3. Bilan	34
6. Modèles de la distorsion en cours d'usinage.....	34
6.1. Modélisation analytique et empirique	34
6.2. Modélisation numérique.....	35
6.3. Réduction de modèle	38
7. Approches pour réduire les distorsions	38
7.1. Position de la pièce dans le brut	38
7.2. Optimisation de stratégies d'usinage et des conditions de coupe.....	40
7.3. Correction de la trajectoire outil/matière.....	42
7.4. Bilan	45
8. Conclusion de l'état de l'art	47

Chapitre 1

Etat de l'art

1. Introduction

Ce premier chapitre présente une étude bibliographique de l'ensemble des aspects à prendre en compte pour l'étude de la distorsion des pièces causée par un rééquilibrage des CR (CR) lors de l'usinage. Nous débutons par une section 1 avec une définition des CR en fonction des échelles d'observation. Nous traitons ensuite une section 2 concernant les mécanismes liés à la génération et à l'atténuation de ces CR, notamment dans le cas des alliages d'aluminium. Ensuite, section 3, qui présente des méthodes de mesure destructives et non destructives des CR. La mesure des distorsions des pièces est également abordée en section 4. Nous nous sommes ensuite intéressés en section 5 aux démarches visant à prédire les CR présentes dans les pièces juste avant l'usinage pour ensuite nous pencher, en section 6, sur les méthodes permettant de prédire les distorsions de la pièce en cours ou après usinage. Enfin en section 7, nous recensons les travaux dont l'objectif est la réduction de ces distorsions. Un bilan de cette synthèse bibliographique est finalement proposé en section 8. Cette synthèse permet notamment de positionner le travail effectué dans cette thèse vis-à-vis de l'existant.

2. Définition et échelles des contraintes résiduelles

Par définition, les CR sont des contraintes multiaxiales statiques auto-équilibrées existant dans un système isolé, de température uniforme et en l'absence de tout chargement extérieur (Barralis et al., 1999a). Ces contraintes sont induites par les procédés de fabrication ce qui influence le comportement mécanique des pièces fabriquées et donc les performances structurales et fonctionnelles.

Le matériau considéré dans ce travail est l'alliage métallique d'aluminium Al 7075 ayant une structure polycristalline. Les déformations à l'origine des contraintes peuvent intéresser des domaines de taille macroscopique (plusieurs grains), microscopique (un grain ou une portion de grain) et sub-microscopique (quelques distances inter-atomiques du réseau cristallin). Trois échelles de contraintes sont couramment considérées comme l'indique la Figure 1.1.

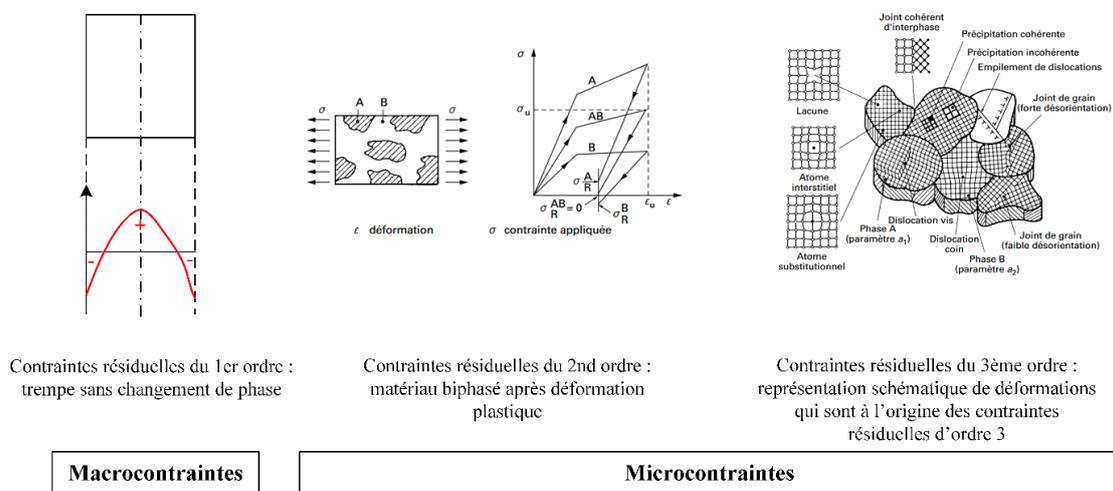


Figure 1.1 Trois ordres de contraintes résiduelles (Barralis et al., 1999b)

Les contraintes du 1^{er} ordre ou de type **I**, σ_R^I , sont homogènes et associées à des déformations existantes sur un domaine s'étendant sur plusieurs grains. L'équilibre associé aux forces résultantes de ces contraintes ainsi que des moments est vérifié dans chaque section de la pièce. Les CR du premier ordre sont également appelées CR macroscopiques. La rupture de l'équilibre de ces forces et moments associés, due par exemple à un enlèvement de matière dissymétrique, génère un changement de la géométrie de pièce à l'échelle macroscopique.

Les contraintes du 2^{ème} ordre ou de type **II**, σ_R^{II} , sont homogènes dans des domaines dont la taille n'excède pas celle d'un grain ou à une portion de grain. Ces contraintes proviennent de la différence d'orientation cristalline entre grains voisins. Les contraintes de type **II** sont présentes dès qu'un changement de phase a lieu. Une modification de l'équilibre des forces et des moments associés aux CR du second ordre peut se traduire par des déformations macroscopiques à l'échelle de la pièce. Ils sont parfois appelées CR microscopiques homogènes.

Les contraintes du 3^{ème} ordre ou de type **III**, σ_R^{III} , sont hétérogènes même dans des zones s'étendant sur quelques distances interatomiques. Elles sont associées aux déformations existantes au voisinage des défauts cristallins. Une modification de l'équilibre des forces et des moments associés aux

CR du troisième ordre ne se traduit par aucune variation dimensionnelle macroscopique. Les CR du troisième ordre sont parfois appelées CR microscopiques hétérogènes.

Le champ de CR, σ_R est la superposition de ces trois états de contrainte comme le montre l'Equation (1).

$$\sigma_R = \sigma_R^I + \sigma_R^{II} + \sigma_R^{III} \quad (1)$$

Seules les CR de type **I** pouvant générer des macro-déformations significatives sont considérées dans ce qui suit. Les procédés de fabrication et les méthodes de mesures présentés dans les sections suivantes concernent principalement ces macro-contraintes.

3. Mécanismes de génération et d'atténuation des contraintes résiduelles

3.1. Mécanismes de génération des contraintes résiduelles

On différencie au § 3.1.1 les contraintes générées avant usinage, et donc liées à l'obtention de la pièce brute, de celles générées lors de l'usinage qui sont présentées au § 3.1.2.

3.1.1. Contraintes internes ou initiales

Les contraintes internes ou initiales sont les contraintes dues aux procédés de fabrication de la pièce. Les procédés les plus fréquents sont le forgeage, le laminage, le traitement thermique, la fonderie... Les chargements thermomécaniques et métallurgiques de ces procédés génèrent des CR dans la pièce fabriquée.

Des études ont montré que 95% de matière est enlevée dans la plupart des pièces aéronautiques (ratio buy to fly). L'enlèvement d'une telle quantité de matière génère la redistribution de ces contraintes et par la suite la distorsion de la pièce après débridage. Selon (Chantzis, 2013), les contraintes internes sont la principale cause de distorsion dans le secteur aéronautique.

Plusieurs revues ont étudié les contraintes internes et les ont considérées comme la principale cause de distorsion. (Jeanmart et Bouvaist, 1985) ont étudié les contraintes internes dues à la trempe pour les alliages d'aluminium Al 7075. La mesure des contraintes a été faite en utilisant la méthode de la flèche. Dans le même contexte, (Wei et Wang, 2007) ont analysé l'effet de la redistribution de contraintes internes sur la distorsion des pièces à parois minces dans le secteur aéronautique. La simulation numérique a été utilisée pour étudier la distorsion des alliages d'aluminium Al 7075-T751. Le profil de contraintes a été considéré comme symétrique par rapport au plan médian de la pièce et uniforme sur les plans parallèles à ce plan. Les résultats de la simulation comparés aux résultats expérimentaux ont montré un bon accord confirmant aussi la méthodologie.

Il y a plusieurs origines aux CR macroscopiques pour les alliages d'aluminium :

- les sollicitations thermiques telle que le gradient de température et les transformations de phase lors du traitement thermique.
- les sollicitations mécaniques telle que la déformation plastique due aux procédés de fabrication amont (laminage, forgeage, fonderie...).

Par conséquent, ces deux grandes familles seront détaillées dans les sections suivantes.

a. Sollicitations thermiques

❖ Contraintes résiduelles dues au gradient de température

Lors de l'opération de trempe, les gradients thermiques provoquent des déformations et des contraintes internes. En effet, la pièce trempée peut être divisée en deux zones : une zone en surface (S) qui se refroidit rapidement et une à cœur (C) qui se refroidit plus lentement comme le montre la Figure 1.2.

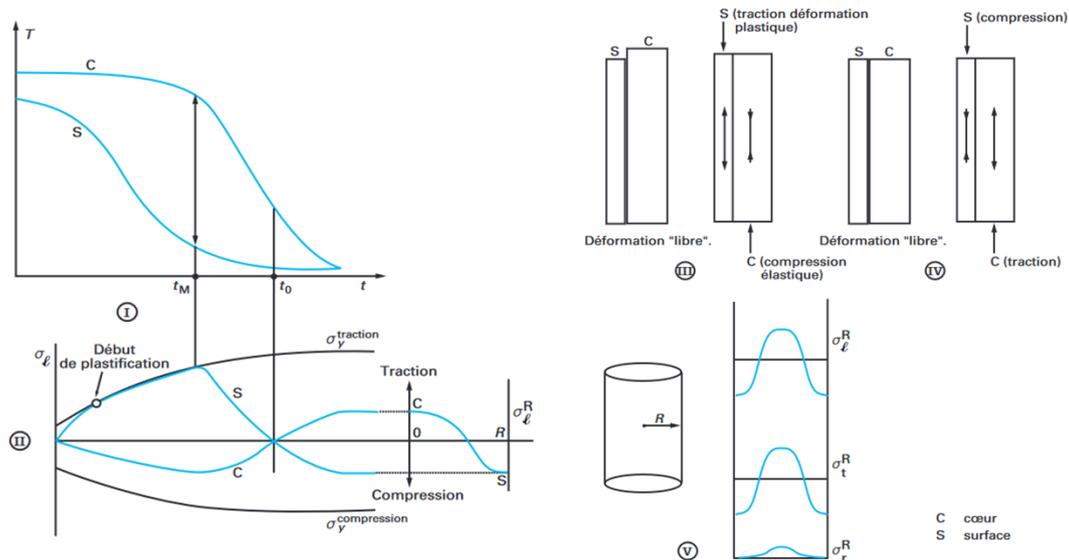


Figure 1.2 Contraintes résiduelles d'origine thermique : (I) courbes de refroidissement, (II) distribution des CR thermiques, (III) contraintes thermiques maximales au temps t_M , (IV) état final, (V) distribution des CR thermiques (Barralis et al., 1999a)

Au début de la trempe, la zone (S) se refroidit (se contracte) plus rapidement que la zone (C) qui va empêcher la déformation de la surface. Le cœur se trouve donc en compression alors que la surface est en traction. Lorsque le cœur est refroidi, c'est alors à son tour d'être empêché de se déformer par la surface. A l'état final la pièce va contenir des CR en compression en surface et en traction à cœur comme le montre la Figure 1.2. (IV, V). D'habitude ces contraintes, de grande amplitude, dépendent du gradient de température.

❖ Contraintes résiduelles dues au durcissement structural

À température ambiante les alliages sont constitués d'une solution solide en aluminium qui comporte deux phases: une phase en aluminium pure α et une phase constituée par des précipités grossiers localisés le long des joints de grains β . La première étape du traitement thermique est la mise en solution : élévation de la température jusqu'à une température au-dessus de solvus (environ 465°C pour l'Al7075). Pendant cette étape, les phases secondaires se dissolvent pour obtenir une solution solide homogène α grâce à des processus de diffusion. L'étape suivante est la trempe dans l'eau, pendant cette étape, la précipitation de la phase β n'a pas assez de temps pour se développer. La provocation des précipitations se fait pendant la troisième étape : le revenu. Pour les plaques minces, un modèle thermo-mécanique ne tenant pas compte des précipitations est suffisant pour prédire de manière satisfaisante les CR (Jeanmart et Bouvaist, 1985).

1. Etat de l'art

Par rapport aux autres sollicitations, les sollicitations thermiques sont généralement dominantes. Malgré cela, l'effet des sollicitations mécaniques existe toujours et doit être pris en compte.

b. Sollicitations mécaniques

Parmi les nombreux procédés de mise en forme de pièces métalliques, nous nous concentrons dans cette section sur le laminage et le roulage. Ces deux procédés permettent la mise en forme de plaques d'épaisseur constante et de grandes dimensions.

❖ Le laminage

Le laminage est un procédé de fabrication par déformation plastique. Il s'agit de faire passer un métal entre deux cylindres contrarotatifs (tournant en sens inverse l'un de l'autre) appelés « laminoir » afin de réduire son épaisseur comme le montre la Figure 1.3. Il existe deux types de laminage : le laminage à chaud et le laminage à froid. Lors du laminage à chaud, une réduction forte d'épaisseur intervient. Afin de réduire la puissance de déformation nécessaire au travail de ces fortes épaisseurs, le matériau est préalablement chauffé pour le rendre plus ductile.

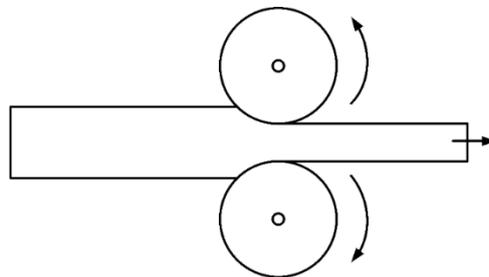


Figure 1.3 Principe du laminage

Le laminage à froid est généralement réservé aux produits plats. Il transforme un produit laminé à chaud en bobine de métal de fine épaisseur. Ce type de laminage change les caractéristiques mécaniques du métal. En effet, la déformation plastique génère un écrouissage local du matériau et donc une augmentation de sa limite d'élasticité. Ce procédé génère un profil de contrainte de forme M (Figure 1.4). Ce profil présente une symétrie par rapport au plan moyen de la tôle selon les efforts employés sur les laminoirs. Il impose aussi des contraintes de compression sur les faces laminées et des contraintes de traction à cœur dans les deux directions longitudinale et transversale (Sim, 2011).

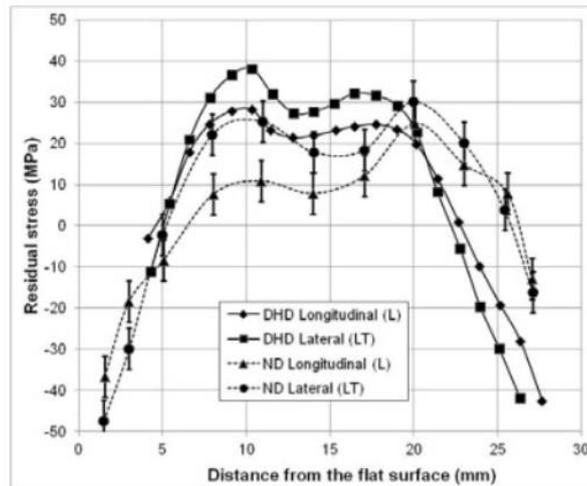


Figure 1.4 Profil de CR dans l'épaisseur d'une tôle laminée (Sim, 2011)

❖ Roulage

Le roulage est le procédé de mise en forme à froid réservé à des pièces de faible épaisseur. Il s'agit de courber plastiquement une tôle initialement plane à l'aide de plusieurs rouleaux cylindriques. La Figure 1.5 illustre le procédé de roulage par trois rouleaux.

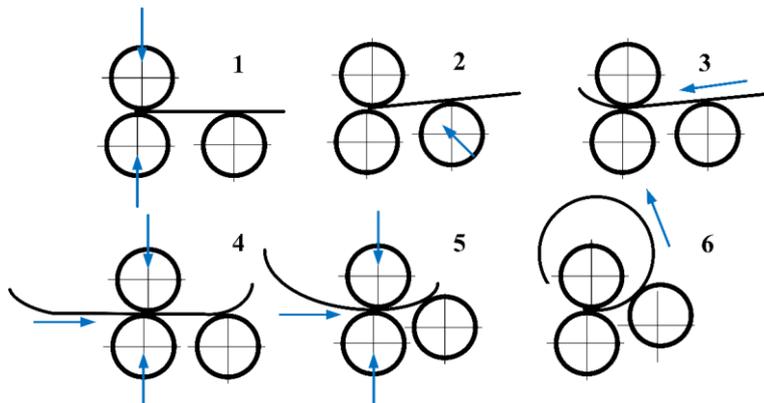


Figure 1.5 Principe du roulage

La première étape est de faire pincer la tôle entre les deux rouleaux centraux. Ensuite, faire monter le rouleau excentré et rouler la tôle sur quelques centimètres. Puis, retirer la tôle et faire la même chose sur l'autre côté (Figure 1.5 (1,2,3)). Enfin, la tôle est repincée entre les deux rouleaux et soumise à l'action du troisième rouleau jusqu'à l'obtention de la circularité souhaitée (Figure 1.5 (1,2,3)).

A la fin de ce procédé, un profil de contraintes de forme S est obtenu (de Aguiar et al., 2001). La Figure 1.6 illustrant le profil obtenu analytiquement est comparé à une mesure par rayon X. Ce profil présente une symétrie centrale. Les faces extérieures et intérieures se trouvent dans un état de contrainte opposé alors que la contrainte à cœur est nulle.

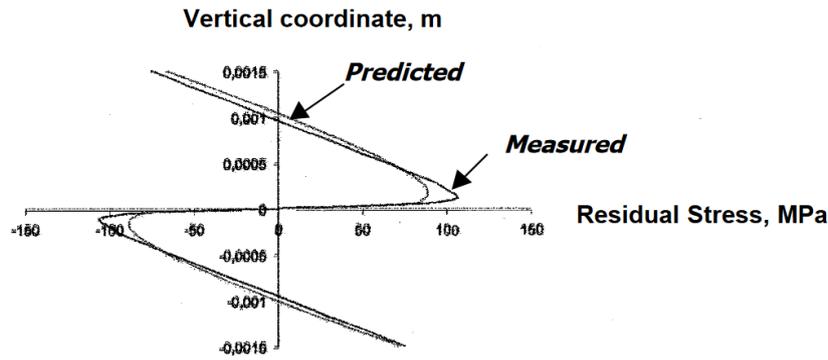


Figure 1.6 Profil de CR après roulage (de Aguiar et al., 2001)

3.1.2. Contraintes induites par l'usinage

Pendant le processus de coupe, le matériau subit, au voisinage de la pointe de l'outil, des charges thermiques et mécaniques extrêmes. Il s'agit d'un phénomène thermomécanique impliquant des pressions de coupe et des températures élevées. Les fortes charges mécaniques et thermiques générées pendant le processus d'usinage peuvent donner lieu à des CR dues à la déformation plastique par la charge mécanique, la déformation plastique par le gradient thermique et les transformations de phase. Les CR finales générées dans la pièce usinée sont le résultat d'un équilibre entre ces phénomènes (Davim, 2010). Ces contraintes, bien que limitées aux couches proche de la surface de la pièce (jusqu'à plusieurs centaines de μm de la surface), sont d'une magnitude très élevée, en particulier dans le cas de matériaux difficiles à couper et de vitesses de coupe élevées. Une analyse quantitative des différents paramètres a été faite par (Jacobus et al., 2001) et (Wiesner, 1992) pour comprendre le processus conduisant à la formation de ces contraintes. Un profil type de CR inhérentes de l'usinage a été trouvé comme le montre la Figure 1.7. Ces études ont montré que les contraintes dues à l'usinage peuvent avoir une grande influence sur la distorsion de la pièce surtout pour les matériaux difficiles à couper. (Toubhans et al., 2021) ont montré que les CR induites par l'usinage contribuent à 38% de la déformation de pièces en Inconel 718 (opération de tournage d'un voile mince). Cette étude a également montré que cette contribution est fonction de l'usure et des conditions de coupe.

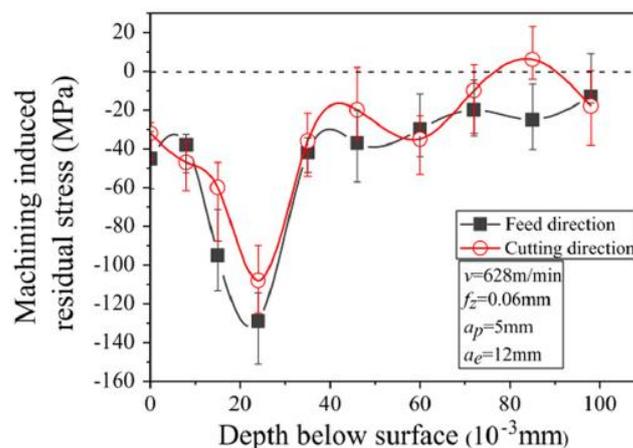


Figure 1.7 Profil de contraintes dû à l'usinage pour l'alliage d'aluminium Al 7050-T7451 (Huang et al., 2015)

1. Etat de l'art

La Figure 1.8 détaille les trois zones de cisaillement observées lors du phénomène de séparation de la matière en pointe d'outil. Dans la zone primaire qui est positionnée de la pointe de l'outil à la face externe du copeau, les déformations sont importantes en raison du changement de direction du matériau qui passe de la vitesse de coupe à la vitesse du copeau. Dans la zone secondaire qui se situe entre la face interne du copeau et la face de coupe de l'outil, le matériau subit une déformation plastique due au frottement entre le copeau et la face de coupe. Enfin, la zone de cisaillement tertiaire qui est située entre la surface usinée et la face de dépouille, nous intéresse ici, car elle résulte des déformations plastiques que subit la surface usinée, dues aux sollicitations thermiques et mécaniques. Sur la surface de la pièce après le passage de l'outil, il est également possible d'identifier trois zones (Figure 1.8) :

- Zone affectée par les phénomènes thermiques et mécaniques : c'est une zone de très faible épaisseur sous la surface usinée.
- Zone affectée par le phénomène mécanique
- Zone non affectée par l'usinage

Plusieurs revues ont caractérisé et étudié l'effet des différents paramètres de coupe sur le profil de contraintes inhérent à l'usinage.

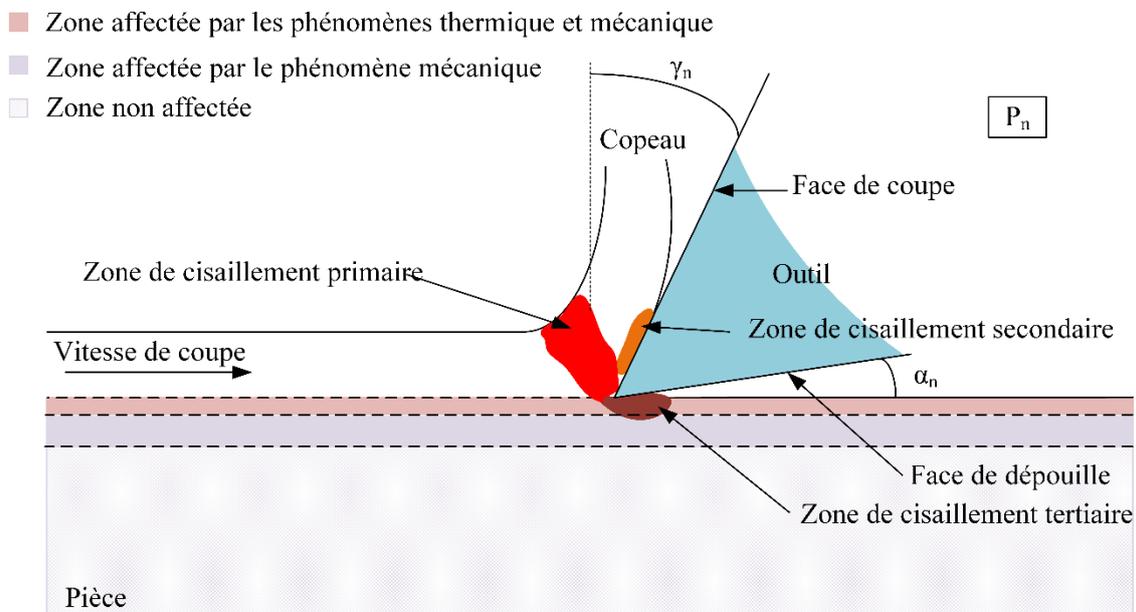


Figure 1.8 Les zones de cisaillement et les zones affectées par l'usinage

❖ Chargement thermique

Un des paramètres qui génère des CR pendant l'opération d'usinage est le gradient de température. Pendant le passage de l'outil, la zone affectée par les phénomènes thermiques et mécaniques se dilate à cause du frottement outil/matière, ce qui génère des contraintes de traction dans cette zone et des contraintes de compression dans le reste de la pièce. Après le passage de l'outil, la zone affectée par les phénomènes thermiques et mécaniques se refroidit plus vite que le reste de la pièce, ce qui met cette zone en contrainte de traction par rapport au reste de la pièce. (Karsten et al., 2010) ont montré que la température de coupe affecte les contraintes inhérentes au processus d'usinage et par conséquent la déformation de la pièce.

❖ Chargement mécanique

Pendant l'usinage, le matériau subit une déformation plastique sous deux formes différentes. A l'avant de l'outil, le matériau subit une déformation en compression due aux forces appliquées par l'outil sur le matériau non usiné. A l'arrière de l'outil, la surface usinée subit des contraintes de traction dues aux forces appliquées par l'outil sur cette surface. Plusieurs paramètres de coupe influencent ce phénomène et par conséquent sur les contraintes dues à l'usinage.

L'augmentation de l'avance a pour effet d'augmenter les contraintes de compression et les efforts de coupe à cause de la déformation plastique génératrice de contraintes de compression. Dans ce cas c'est le chargement mécanique qui est dominant. Alors que dans le cas inverse, lorsque la vitesse d'avance est très grande, c'est plutôt le chargement thermique qui devient prépondérant comme expliqué par (Sun et Guo, 2009). Dans ce cas des déformations d'origine thermique, génératrices de contraintes de traction, sont dominantes.

La lubrification joue également un rôle important sur l'amplitude des contraintes lors de la coupe du matériau. A titre d'exemple, pour l'acier et selon (Attanasio et al., 2009), la lubrification réduit les contraintes dues à l'usinage. Dans la même revue, l'effet de la géométrie de l'outil a été étudié. Les résultats expérimentaux des CR ont montré que pour réduire les CR de surface déterminées par l'opération de tournage, il est nécessaire de réduire le rayon de pointe de l'outil.

L'usure de l'outil affecte aussi le type de contrainte généré lors de l'usinage. Selon (Tang et al., 2009), lorsque l'outil s'use pendant l'usinage, les contraintes de compression initiales se transforment progressivement en contraintes de traction.

Selon ces études, plusieurs paramètres de coupe peuvent affecter l'amplitude ou la nature des contraintes liées à l'usinage. En se basant sur ces revues, il y a des paramètres qui affectent plus le chargement thermique et donc des contraintes de traction sont dominantes. D'autres paramètres ont un effet sur le chargement mécanique et par conséquent les contraintes de compression sont prépondérantes.

3.2. Atténuation des contraintes résiduelles

Des méthodes de relaxation de contraintes ont été développées dans le but de réduire la distorsion de la pièce après l'enlèvement de matière. Seules les relaxations d'origines thermique et mécanique seront étudiées dans cette section.

La relaxation thermique est souvent utilisée industriellement pour réduire les contraintes issues du procédé de fabrication. Cette méthode consiste à maintenir la pièce à une température constante pendant un temps défini. La durée du maintien ainsi que la température sont dépendant du matériau traité. (Gabb et al., 2004.) ont étudié l'effet de la température et du temps de maintien sur les contraintes internes sur des disques en superalliage de la métallurgie des poudres. L'objectif de cette étude était d'évaluer la relaxation des contraintes à des températures croissantes. Les contraintes ont été mesurées à la surface en 5 points différents en utilisant la méthode DRX. Les résultats ont montré que les contraintes ont diminué de 70% en augmentant la température de 593 °C à 704 °C et en augmentant le temps de maintien de 1 h à 500 h comme illustré dans la Figure 1.9.

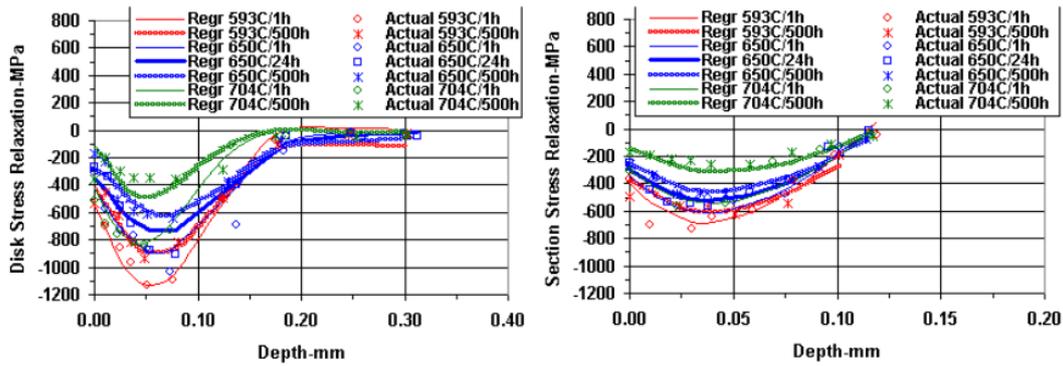


Figure 1.9 Effet du temps de maintien et de la température sur les CR durant le procédé de relaxation thermique (Gabb et al., 2004.)

Une autre méthode permettant de réduire des contraintes internes issue de traitement thermique est l'augmentation de la température de l'eau de la trempe. (Jeanmart et Bouvaist, 1985) ont ainsi mis en évidence l'effet de la température de trempe sur les CR. L'augmentation de la température de trempe diminue l'amplitude du profil de contrainte généré comme le montre la Figure 1.10.

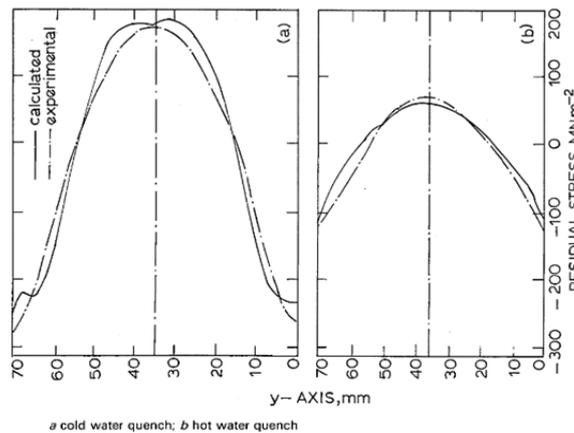


Figure 1.10 Effet de la température de l'eau sur l'amplitude de CR (Jeanmart et Bouvaist, 1985)

Les contraintes internes peuvent également être relâchées par déformation plastique. Comme l'illustre la Figure 1.11, dans le cas où le profil de contrainte est composé de contraintes de traction au cœur de la pièce et de compression près de la surface, l'amplitude des CR peut être réduite en utilisant une traction unidirectionnelle. Cette correction est unidirectionnelle, alors qu'après les procédés de fabrication, les contraintes sont généralement multidirectionnelles.

Une autre technique consiste à appliquer des vibrations à une fréquence inférieure à la fréquence de résonance avec une grande amplitude. Sachant que la présence de contraintes internes tend à augmenter les fréquences de résonance de la pièce, l'application de ces vibrations modifie la répartition des contraintes internes et favorise un retour à une fréquence de résonance proche de la fréquence sans contraintes. Cette méthode dite de relaxation vibratoire des contraintes est notamment utilisée pour réduire les contraintes induites par la trempe (He et al., 2012). Comme pour la relaxation thermique, l'amplitude de la fréquence de vibration ainsi que le temps d'application ont un effet sur l'amplitude finale de la contrainte.

1. Etat de l'art

Bien que ces méthodes soient largement utilisées, des contraintes internes existent toujours dans la pièce (Cerutti et Mocellin, 2015b). Pour cette raison d'autres techniques ont été développées pour réduire les distorsions de la pièce dues au redistribution de ces contraintes.

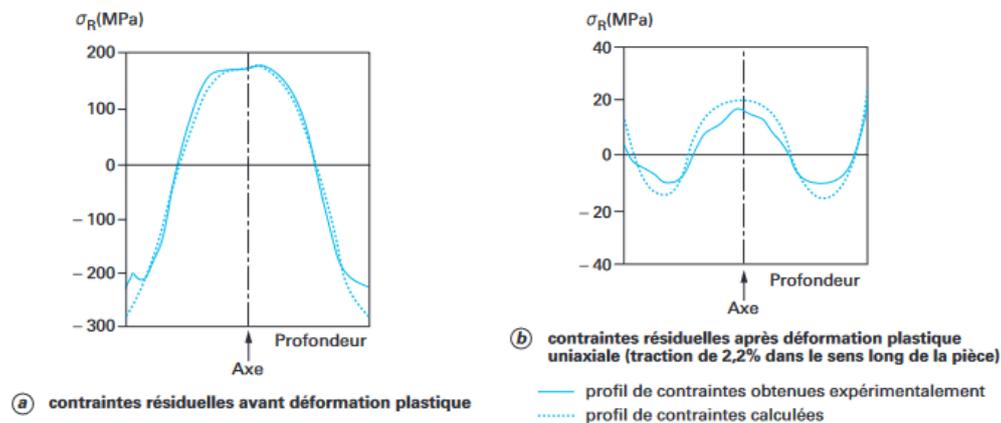


Figure 1.11 Relaxation mécanique par déformation plastique uniaxiale des CR de trempe (Alliage d'aluminium 7075, trempe à l'eau à 20 °C, tôle d'épaisseur 70 mm) (Barralis et al., 1999b)

3.3. Bilan

Quels que soient les procédés d'obtention des bruts et des traitements thermiques ou mécaniques appliqués, des contraintes internes restent présentes dans les pièces avant usinage (Cerutti et Mocellin, 2015b). L'amplitude de ces contraintes et l'impact que cela peut avoir sur la forme de la pièce après usinage sont très dépendants de la nature du matériau et des procédés d'obtention des bruts.

Pour notre cas d'étude, nous nous intéressons à des plaques en alliage d'aluminium Al 7075 comportant, avant usinage, un niveau de contrainte de l'ordre de 150 MPa suffisant pour générer des distorsions importantes durant l'usinage. Ces plaques ont été traitées thermiquement (traitement T651) puis laminées par le fournisseur (Constellium). Afin de maîtriser l'état des CR dans ces plaques, une méthodologie a été développée qui sera illustrée dans le chapitre 2 de la thèse.

Par ailleurs, pour les alliages d'aluminium, la couche affectée par l'usinage est d'environ 200 μm (Denkena et Leon, 2008). Par rapport à la couche enlevée et à l'épaisseur finale de la pièce, l'influence de la couche affectée par l'usinage sur les résultats de la déformation est négligeable. Cependant, pour valider cette hypothèse, ces contraintes ont été mesurées par XRD et l'effet de cette couche sur la déformation finale a été étudié dans le chapitre 4.

4. Méthodes de mesure des contraintes résiduelles

La détermination des CR se fait toujours de manière indirecte. Seuls les effets de ces contraintes sont mesurés. Nous utiliserons cependant, comme c'est souvent le cas dans la littérature, le terme *mesure* de CR même si cette *mesure* est toujours indirecte.

Ces méthodes de mesures de contraintes peuvent être classées en deux familles : les méthodes destructives et les méthodes non destructives.

4.1. Les méthodes destructives

Ces méthodes sont basées sur un enlèvement de matière afin de provoquer une déformation locale ou globale de la pièce ainsi qu'un nouvel état d'équilibre où les contraintes sont redistribuées. À partir des mesures de la déformation de la pièce, les contraintes seront calculées. L'utilisation de méthodes destructives implique une altération, voir une destruction des échantillons. Ces méthodes ne permettent que la quantification des CR de type **I**. Les sections suivantes détaillent les différentes méthodes destructives de mesure des CR.

4.1.1. Méthode du trou incrémental

Cette méthode est considérée comme une méthode semi-destructive. Le principe consiste à réaliser un trou de faible diamètre au centre d'une rosette de jauges à 3 directions dans la pièce comme le montre la Figure 1.12. La profondeur du trou est augmentée progressivement. Pour chaque profondeur considérée, la déformation due à la relaxation des contraintes est mesurée par la rosette de jauges collée sur la surface du matériau à étudier. Les contraintes seront ensuite calculées à partir des déformations mesurées à l'aide des coefficients de calibration déterminés par un calcul éléments finis (Montay et al., 2011). Cette méthode est très rapide et permet d'effectuer des mesures sur site. Elle permet aussi de mesurer tous types de pièces finies, sans découpe préalable et sans limitation dimensionnelle (à condition d'être raisonnablement plan autour du trou). Les principales limites de cette méthode sont que sa résolution est faible : une distance d'au moins cinq diamètres entre deux trous ou entre un trou et un bord doit être respectée. Elle ne mesure pas le champ de contrainte à la surface et ne mesure que la variation de la contrainte dans le sens de l'épaisseur.

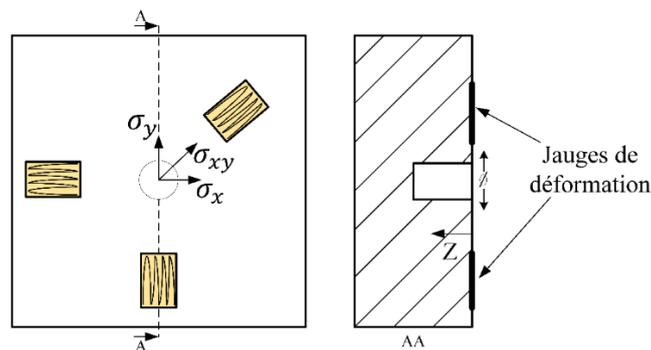


Figure 1.12 Méthode du trou incrémental inspirée par (Grant et al., 2006)

4.1.2. Méthode de la rainure incrémentale

Le principe de cette méthode est similaire à celui de la méthode du trou. Une rainure est cette fois usinée dans l'échantillon mesuré comme le montre la Figure 1.13. Cette rainure génère une perturbation de l'équilibre initial du champ de contraintes et un rééquilibrage par déformation de l'échantillon. Les déformations peuvent être mesurées à l'aide d'une interférométrie de speckle (Montay et al., 2011).

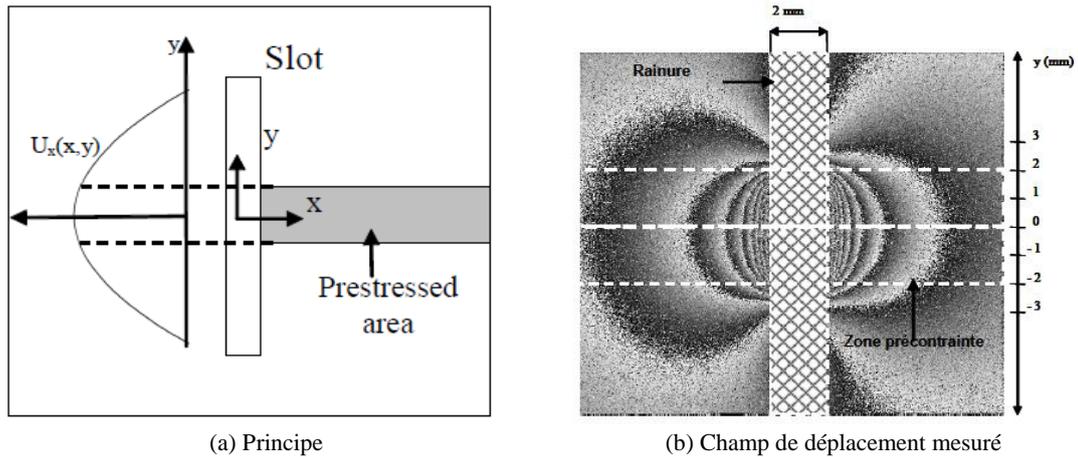


Figure 1.13 Méthode de la rainure incrémentale (Montay et al., 2011)

4.1.3. Méthode de la flèche

Cette méthode est basée sur l'enlèvement des couches d'un échantillon et la mesure de la déformation ou distorsion résultante comme illustré à la Figure 1.14. Une cartographie des CR peut être obtenue à l'aide de cette méthode (Totten et al., 2002 ; Richter-Trummer et al., 2013). A partir de l'épaisseur enlevée et du rayon de flèche engendré, une estimation de la composante YY des CR peut être calculée à l'aide de l'Equation (2) (Hospers et Vogelesang, 1975).

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

Avec E le module de Young [MPa], ν est le coefficient de poisson, r_i est le rayon de flèche [mm], t_i est l'épaisseur de la plaque après enlèvement de la couche i [mm] et Δt_i est l'épaisseur de la couche enlevée [mm].

Cette méthode permet de déterminer une valeur moyenne des CR sur toute la couche enlevée. Les principales limites de cette méthode sont que seules les contraintes dans l'épaisseur et dans une seule direction (direction de distorsion YY) sont mesurées. Elle ne permet pas d'avoir une mesure précise près de la surface de la pièce où les gradients sont importants.

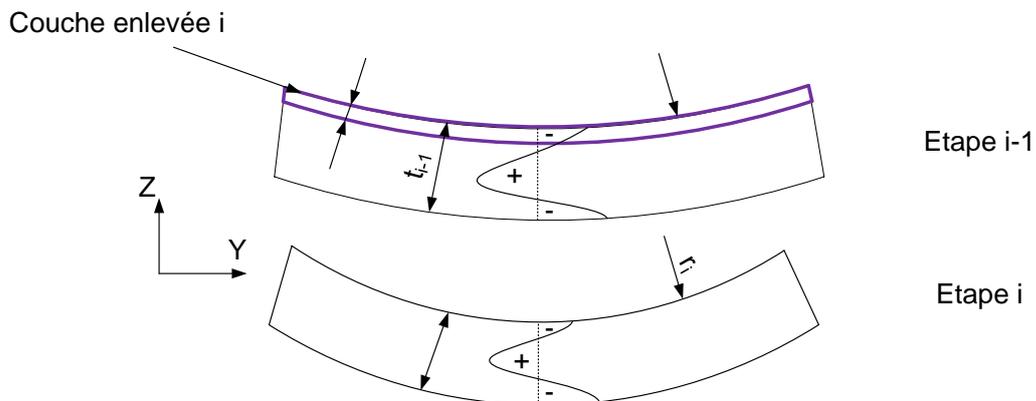


Figure 1.14 Paramètres géométriques de la méthode de la flèche inspirée par (Richter-Trummer et al., 2013)

4.1.4. Méthode du contour

La méthode du contour se base sur le principe de superposition (Prime et DeWald, 2013 ; Bueckner, 1973). Elle se compose principalement de 3 étapes. L'étape A présentée à la Figure 1.15 montre la distribution des CR le long de l'épaisseur de la plaque. L'échantillon est découpé en deux parties lors de l'étape B, ce qui provoque une relaxation des contraintes normales présentes dans la section découpée. À l'étape C, une analyse élastique linéaire par éléments finis (EF) est utilisée pour, partant de la surface mesurée après découpe, trouver la répartition surfacique d'efforts à appliquer pour ajuster numériquement le profil de la surface afin de retrouver la forme (plane) non découpée.

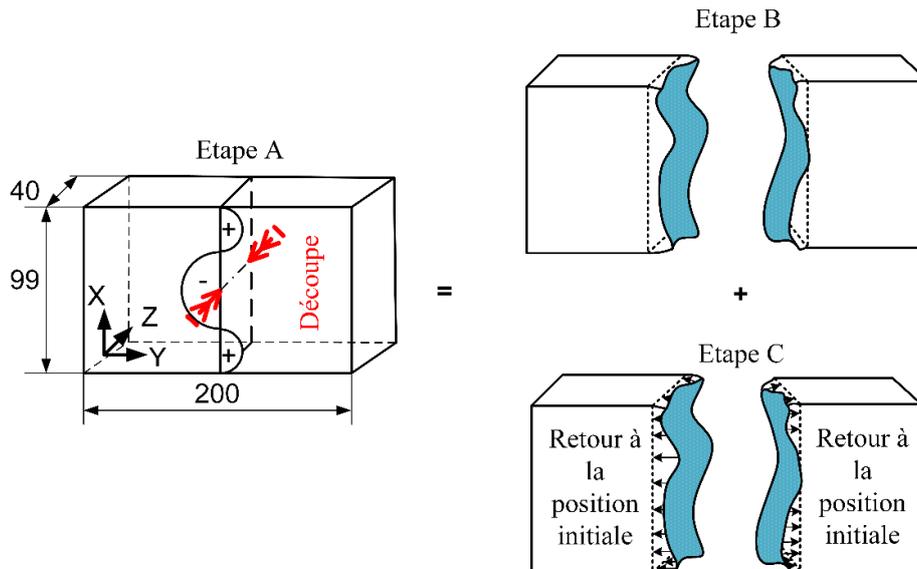


Figure 1.15 Schéma illustrant le principe de la méthode du contour pour la détermination de la contrainte résiduelle dans l'épaisseur de la plaque dans la direction normale à la section de coupe.

4.2. Les méthodes non destructives

Les méthodes non destructives se basent sur la mesure des tailles de mailles qui sont modifiées par les CR dans le réseau cristallin du métal. Ces méthodes n'affectent en rien les pièces à mesurer et ne réduisent pas les propriétés mécaniques. Ci-dessous quelques méthodes non destructives sont présentées.

4.2.1. La méthode de diffraction des rayons X ou de diffraction de neutrons

La diffraction des rayons X (DRX) est l'une des méthodes les plus utilisées pour la mesure des CR (Noyan et al., 1987 ; Moussaoui et al., 2016 ; Tanner et Robinson, 2000). Cette technique se base sur la mesure des distances inter-réticulaires du réseau cristallin. 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. Cette méthode utilise la projection des rayons X sur la surface de mesure. Le faisceau de rayons X, est renvoyé dans des directions spécifiques déterminées par la longueur d'onde des rayons X et par l'orientation et les dimensions du réseau cristallin. Ces faisceaux interfèrent entre eux pour produire un signal. En utilisant un détecteur, les pics de ce signal intense seront tracés sous forme d'un diffractogramme. L'image de la distribution des atomes dans le cristal sera représentée à partir de la position de ces pics.

1. Etat de l'art

Les rayons X peuvent être remplacés par des neutrons qui peuvent pénétrer plus profondément que les rayons X, jusqu'à plusieurs millimètres dans la plupart des métaux.

Ces deux dernières méthodes de mesures des CR se basent sur une loi qui prend en considération la distance inter-réticulaire du cristal pour déterminer les CR. Cette loi est connue par la loi de Bragg illustrée par l'Equation (3) et la Figure 1.16 (Noyan et al., 1987).

$$2 d \sin \theta = n \lambda \quad (3)$$

Avec d la distance inter-réticulaire (distance entre deux plans réticulaires du cristal) [Å], θ l'angle de Bragg qui est égale au demi-angle de déviation (moitié de l'angle entre le faisceau incident et la direction du détecteur) [°], n l'ordre de diffraction et λ longueur d'onde [Å].

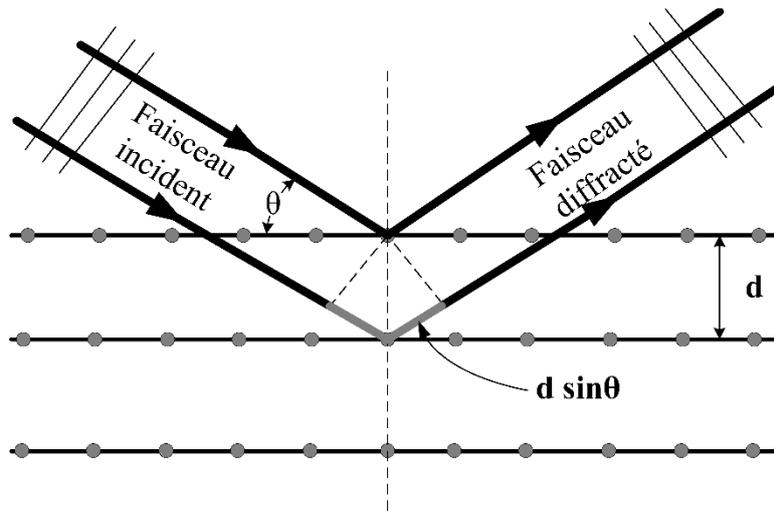


Figure 1.16 Principe de la diffraction

Toute modification de l'espacement du réseau cristallin Δd pour un faisceau monochromatique d'une longueur d'onde constante, entraînera un décalage correspondant de la position angulaire du pic de diffraction $\Delta \theta$ (Noyan et al., 1987). La déformation peut être calculée à partir de la distance inter-réticulaire d et de l'espacement du réseau cristallin Δd en utilisant l'Equation (4).

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d} = -\Delta \theta \cot \theta \quad (4)$$

Les CR peuvent être calculées par la suite en utilisant la loi de Hooke donnée par l'Equation (5).

$$\sigma_{jj} = \frac{E}{1 + \nu} \varepsilon_{jj} + \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \sum \varepsilon_{jj} \quad (5)$$

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

4.2.2. Méthode magnétique

Cette méthode se base sur la variation discontinue de magnétisation des corps ferromagnétiques sous l'effet d'une fluctuation du champ magnétique. En se basant sur cette variation magnétique, les CR peuvent être calculées. Cette méthode est également connue sous le nom des sauts de Barkhausen ou perturbations de Barkhausen (Gauthier et al., 1998). Les principales limites de cette méthode sont que la mesure est très sensible à cause de l'anisotropie des matériaux et qu'elle nécessite aussi un calibrage pour chaque matériau. Elle n'est pas recommandée lorsque des variations de la composition des phases, de la taille des grains, de l'écroutissage, de la texture cristallographique, de la forme des grains, de

l'orientation et la taille des grains accompagnent les variations de la contrainte résiduelle (Totten et al., 2002).

4.3. Bilan

Ces méthodes de mesure des contraintes nous aideront à mesurer l'ampleur et la distribution des contraintes dans la pièce et, par conséquent, à comprendre ensuite leur déformation pendant l'enlèvement de matière. Dans notre cas d'étude, les méthodes de la flèche et du contour seront utilisées pour mesurer les CR. Ainsi, afin d'obtenir des mesures précises près de la surface, la méthode des rayons X sera aussi utilisée. La méthode par diffraction de neutrons, plus lourde à mettre en œuvre, n'a pas été utilisée.

5. Mesure de la distorsion

La qualité géométrique des pièces usinées est primordiale. Elle se définit comme le degré de conformité de la pièce finie au dessin qui spécifie ses spécifications. Les défauts géométriques observés peuvent provenir de déformations locales au voisinage de l'arête de coupe de l'outil et de déformations globales induites par les efforts de coupe, par des vibrations en cours d'usinage, par des effets thermiques (généralement atténués par la lubrification) et par des distorsions provenant du rééquilibrage des CR suite à l'enlèvement de matière (durant l'usinage et lors du débridage de la pièce).

Afin de mesurer ces défauts géométriques, plusieurs méthodes et outils de mesure ont été développés dans la littérature. Les méthodes de mesure peuvent être caractérisées en fonction de la technologie utilisée. Il est également important que la méthode de mesure utilisée soit suffisamment précise pour évaluer les défauts souhaités.

5.1. Mesure avec contact

En métrologie dimensionnelle, les machines à mesurer tridimensionnelle (MMT) utilisent un palpeur pour venir en contact avec la pièce. Elles ont une précision de l'ordre du micron. Ces machines permettent d'obtenir les coordonnées des points mesurés (palpés). Ces coordonnées permettent de vérifier la validité dimensionnelle de la pièce, de vérifier que les cotes sont respectées. De telles machines sont désormais présentes dans l'ensemble des industries mécaniques. Les MMT sont généralement connectées à un ordinateur disposant d'un logiciel d'interprétation des coordonnées. Ce type de logiciel autorise le calcul rapide d'un défaut de tolérance géométrique (localisation, parallélisme, coaxialité...) par rapport à la pièce nominale.

Plusieurs études ont utilisé cette méthode de mesure pour évaluer les défauts géométriques due à la distorsion de la pièce. Ainsi (Cherif et al., 2019) ont utilisé une MMT pour avoir une cartographie de la surface déformée de la pièce avant usinage et également avant et après débridage. Pour ce faire, le montage a été totalement démonté de la machine et déplacé vers la MMT. Leur objectif était l'étude de l'effet des efforts de bridage, de la stratégie d'usinage et de la profondeur de passe sur la distorsion des plaques en acier inoxydable 316L. (Richter-Trummer et al., 2013) ont utilisé une MMT machine pour mesurer la flèche de la pièce usinée après débridage. Ces mesures ont ensuite été utilisées pour calculer le profil de contrainte des pièces en alliage d'aluminium Al 7075-T73 en utilisant la méthode de la flèche. La Figure 1.17 illustre les profils mesurés avec le palpeur de la machine sur la plaque déformée avec la simulation EF.

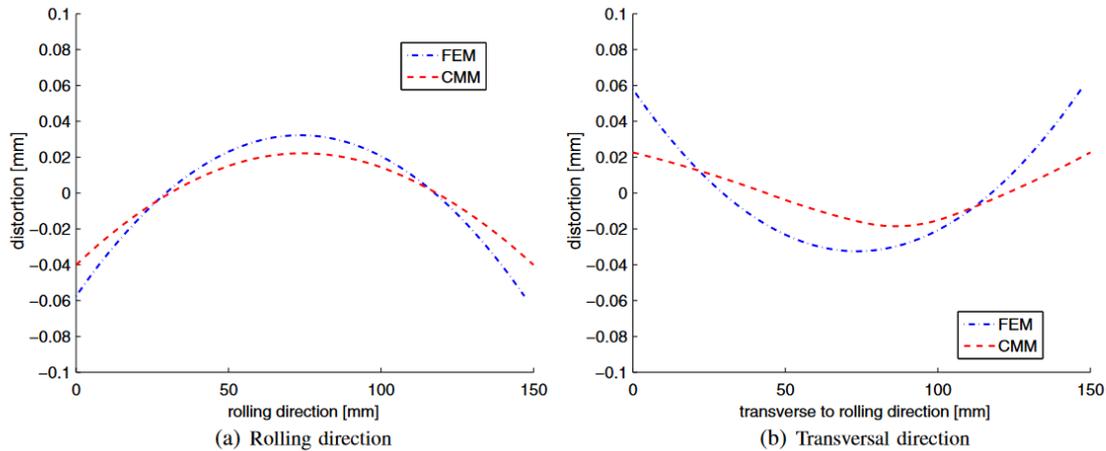


Figure 1.17 Mesure de la distorsion après l'usinage comparée à la simulation FE (Richter - Trummer et al., 2013)

(Yu et al., 2016), (Zhang et al., 2014), (Cerutti et Mocellin, 2015a), (Madariaga et al., 2018) et (Casuso et al., 2020) ont tous utilisé la mesure dimensionnelle par contact pour mesurer la déformation de la pièce après usinage. Bien que cette méthode permette d'obtenir des mesures de haute précision, le palpéage d'une surface prend beaucoup de temps. De plus, pour mesurer les défauts d'une pièce complexe, il est nécessaire de démonter la pièce et de la déplacer vers la MMT. Pour ces raisons, des méthodes de mesure sans contact ont été développées.

5.2. Mesure sans contact

Des méthodes de mesure sans contact ont été développées pour mesurer des pièces de grandes dimensions et pour diminuer le temps de mesure. Parmi celles-ci, les mesures par corrélation d'images, par scanner 3D avec projection de franges, par balayage laser, et enfin par capteur inductif sont présentées ci-dessous.

La technique de mesure par corrélation d'images est l'une des techniques puissantes pour suivre la distorsion de la pièce durant l'usinage. C'est une méthode de mesure qui utilise des images de caméra pour suivre les déplacements et les déformations d'un solide pendant son mouvement. Cette méthode est applicable quel que soit le matériau ou la forme de la structure observée, à condition que la région d'intérêt puisse être filmée par des caméras. Elle se base sur le suivi d'information d'une image initiale ou de référence dans les images suivantes ou déformées. La différence entre les images nous donne la déformation subie par la pièce. A titre d'exemple, (Baizeau et al., 2017) ont mesuré les déplacements de la matière durant la coupe orthogonale de l'alliage d'aluminium Al 7020 - T6. De leur côté (Rebergue et al., 2018) ont démontré qu'en utilisant une méthode d'étalonnage adaptée à l'usinage, la déformation de grandes pièces peut être suivie pendant l'usinage à l'aide de la méthode de corrélation d'image. La Figure 1.18 montre les déplacements verticaux mesurés par corrélation d'images de la pièce usinée après débridage.

1. Etat de l'art

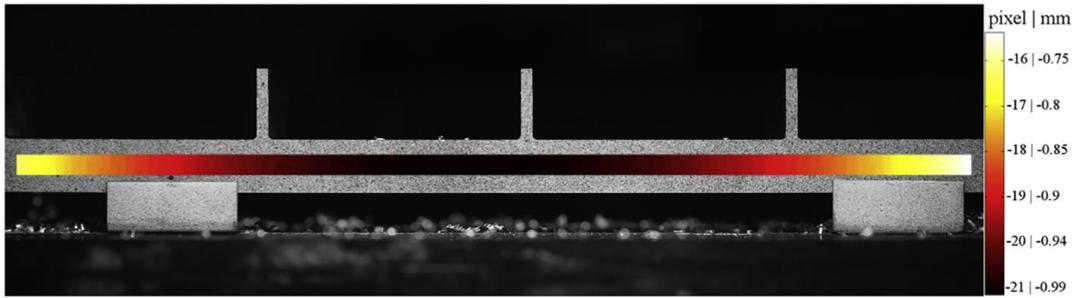


Figure 1.18 Déplacements verticaux mesurés par corrélation d'image (Rebergue et al., 2018)

Les scanners 3D se basent sur le principe de la projection de franges. Le principe du scanner à lumière pulsée est d'envoyer des franges de lumière bleue sur la surface de l'objet grâce à deux objectifs puis de trouver la position du point qui a réfléchi la lumière grâce au principe de triangulation. Parmi les avantages, ce scanner permet de mesurer une pièce 3D avec une résolution constante, ainsi qu'une haute densité de points mesurés et avec une configuration de mesure facile. La mesure peut prendre quelques minutes dépendant de la complexité de la pièce et surtout de la réflexion des surfaces. Par contre, elle nécessite un prétraitement pour les surfaces trop réfléchissantes. Les différentes mesures des surfaces sont alignées et superposées à l'aide des étiquettes collées sur la pièce pour construire la forme 3D au format STL. Cette représentation peut ensuite être comparée avec le nominal ou une mesure précédente. (Rodríguez- Sánchez et al., 2020) ont ainsi mesuré la distorsion de la pièce à l'aide d'un scanner 3D GOM. Les résultats mesurés ont été comparés à la simulation comme le montre la Figure 1.19.

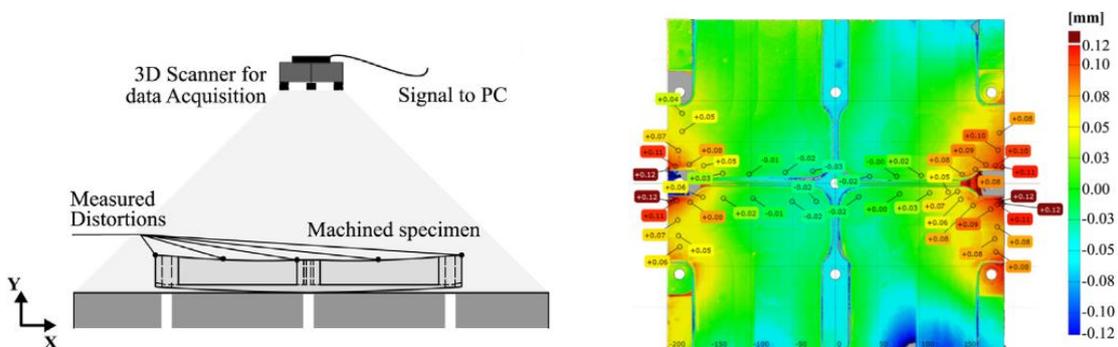


Figure 1.19 Mesure avec le scanner GOM (Rodríguez-Sánchez et al., 2020)

Le balayage laser de la pièce a également été utilisé dans plusieurs études pour détecter et quantifier les défauts géométriques. Il consiste à collecter un nuage de points à la surface de la pièce et reconstruire par la suite la surface réelle par une approximation de ce nuage de points. Il est nécessaire de mesurer la pièce avant et après la distorsion pour faire l'inspection entre les deux mesures. Afin de mesurer les défauts de la pièce usinée, (Poulhaon et al., 2014) ont utilisé un capteur laser qui était fixé à la tête de la broche de la machine de l'usinage comme l'illustre la Figure 1.20. Ce balayage laser a permis de faire un scan progressif de la surface de la pièce lorsque l'outil parcourt sa trajectoire. Des profils successifs d'altitude ont été mesurés avec une précision de l'ordre de quelques microns.

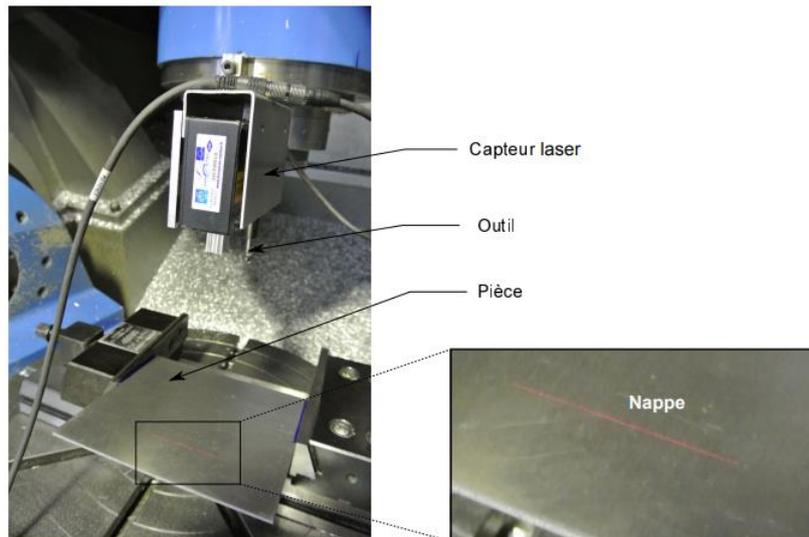


Figure 1.20 Montage du laser nappe sur tête de broche (Poulhaon, 2015)

Les capteurs inductifs (à courants de Foucault) de la marque Micro-Epsilon peuvent être aussi utilisées pour procéder à la mesure sans contact de déplacements, de distances, de décalages, de positions, d'oscillations et de vibrations. Ces capteurs permettent des mesures au nanomètre. (Li et al., 2015a) les ont utilisés pour instrumenter leur montage d'usinage pour capter les petits déplacements de la pièce durant l'usinage.

5.3. Bilan

Dans cette thèse, une MMT a été utilisée pour mesurer les flèches de la pièce afin de mesurer les CR par la méthode de la flèche. Ce moyen est bien adapté dans ce contexte où la pièce doit être débridée, et donc démontée, pour réaliser la mesure de flèche. Pour le reste du travail, un scanner 3D GOM a été utilisé pour mesurer la déformation après chaque enlèvement de matière. Ce choix est basé sur le fait que ce scanner fournit une mesure rapide avec une précision acceptable ($\approx 9 \mu\text{m}$) dans notre cas (distorsion de $\pm 2 \text{ mm}$). Cette approche nous a notamment permis de faire des mesures sans le démontage de la pièce.

Comme cela sera mis en œuvre dans cette thèse, le fait de disposer de la mesure des déformations de la pièce durant l'usinage va permettre, par des comparaisons entre mesures et simulations, une estimation des CR au sein de la pièce avant et pendant l'usinage. Il existe cependant des approches permettant d'estimer les CR avant usinage par d'autres approches qui sont présentées dans le paragraphe suivant (§ 6). Connaissant ce champ de CR il est alors possible de prédire les déformations de la pièce en cours d'usinage. Les méthodes permettant d'effectuer cela sont présentées dans le paragraphe 6.

6. Prédiction des contraintes résiduelles avant usinage

Afin d'estimer le champ de CR présent dans la pièce avant usinage, deux méthodes ont été trouvées dans la littérature. La première méthode consiste à utiliser des mesures expérimentales pour obtenir des informations partielles sur la distribution des contraintes pour en déduire, par des approximations, une répartition complète sur l'ensemble de la pièce de toutes les composantes du

tenseur des contraintes. La seconde méthode consiste à simuler l'ensemble du processus d'obtention de la pièce avant usinage afin d'obtenir une prédiction de la distribution des CR dans la pièce brute.

La connaissance des CR dans la pièce avant l'usinage est nécessaire à la prédiction des distorsions de la pièce durant et après l'usinage ainsi qu'après débridage.

6.1. Approximation d'un profil de contraintes type

Les méthodes présentées en section 3 permettent une mesure partielle du champ de CR dans les pièces. Généralement, seules certaines composantes sont connues et uniquement en certains points de la pièce. Pour avoir une estimation de la répartition de l'ensemble des composantes du tenseur des contraintes sur l'ensemble de la pièce, à partir de mesures, il est nécessaire d'utiliser des méthodes d'extension ou d'approximation.

(Sim, 2011) a mesuré les profils de contraintes inhérentes des procédés de fabrication pour les alliages d'aluminium Al 2024 et Al 7449. Les plaques issues du laminage ont un profil de contrainte de la forme M comme le montre la Figure 1.21. Les profils de contraintes dans l'épaisseur selon les directions longitudinale et transversale ont été mesurés par la méthode du trou et la méthode de Diffraction de Neutron (ND). Ces profils ont ensuite été utilisés pour représenter le champ de contraintes dans la pièce brute avant l'usinage. Les simulations de la déformation due au rééquilibrage de ces contraintes ont été comparées aux résultats expérimentaux.

Dans le but de modéliser le profil de CR dans la direction de laminage, (Poulhaon, 2015) a repris le profil de contraintes de (Sim, 2011). Une approximation avec des polynômes de Legendre d'ordre 10 a été utilisée pour bien interpoler ce profil comme le montre la Figure 1.21. Les polynômes de Legendre d'ordre 10 permettent une approximation plus réaliste du profil de forme M comparé à une approximation parabolique.

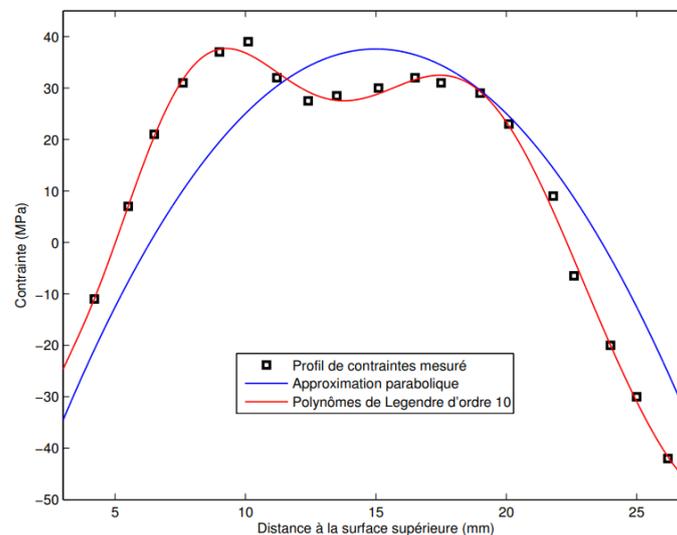


Figure 1.21 Approximation du profil de CR (Poulhaon, 2015) (profil mesuré extrait de (Sim, 2011))

(Huang et al., 2015) ont utilisé la même méthode pour modéliser le champ de CR. La méthode de « crack compliance » (Prime, 1999) a été utilisée pour mesurer le profil de contraintes dans l'épaisseur des plaques en Al 7050-T7451. Pour ajuster les courbes de CR dans le modèle d'éléments finis, une fonction gaussienne à deux pics a été utilisée. Cette fonction a été introduite en tant que champ prédéfini

à l'aide du sous-programme SIGINI dans le logiciel Abaqus. La Figure 1.22 montre les points de mesure du profil de contrainte mesuré et son interpolation dans la pièce.

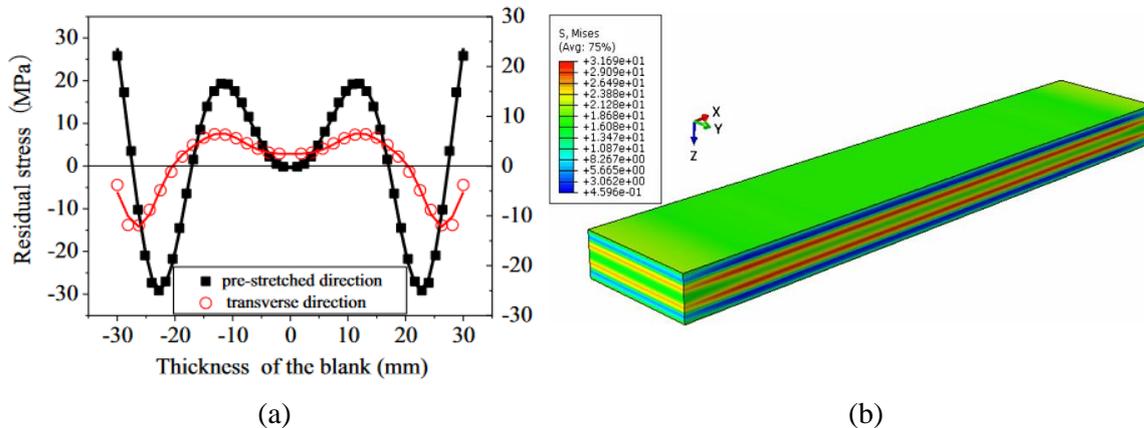


Figure 1.22 Profil de CR pour l'Al 7075-T7451 : (a) Profil de CR mesuré ; (b) Distribution de profil mesuré dans la pièce simulé (Huang et al., 2015)

Bien que cette méthode de modélisation du champ de CR soit basée sur des résultats expérimentaux, elle ne peut représenter qu'un profil de contraintes uniformes dans les directions principales (directions perpendiculaires à l'épaisseur de la plaque). Ainsi, cette méthode est efficace pour les géométries simples avant usinage (parallélépipèdes). Il convient de mentionner que cette méthode a montré de bons résultats dans la prédiction de la déformation de procédés plus ou moins simples, c'est-à-dire avec un champ de contraintes unidirectionnel dans deux directions. D'autre part, pour les géométries complexes, un champ de déplacement associé au champ de contraintes doit également être simulé pour satisfaire les conditions d'équilibre précédentes. En raison de l'effet du gradient de température, la distribution des contraintes de différents procédés tels que le traitement thermique, le forgeage, etc. est multidirectionnelle et non uniforme. La simulation numérique de ces procédés est nécessaire afin d'avoir un champ de contraintes réaliste, c'est-à-dire un champ avec une distribution non uniforme comme la plupart des contraintes résultantes des procédés de fabrication.

6.2. Simulation des procédés de fabrication

Selon le matériau, l'élaboration des pièces brutes peut passer par un ou plusieurs procédés. La façon d'avoir une représentation réaliste des CR est de simuler l'enchaînement de ces procédés. En raison de la charge thermomécanique de ces procédés, les propriétés thermiques et mécaniques thermo-dépendantes du matériau doivent être connues pour alimenter le modèle de simulation. Cette approche de modélisation est largement utilisée chez les grands fournisseurs de matériaux tels que Constellium et également dans les grandes entreprises telles que Safran, Framatome, Airbus... dans lesquelles les détails de ces simulations sont généralement confidentiels.

L'un des avantages de cette approche de modélisation des CR est qu'elle suit la physique des procédés, ce qui permet d'obtenir une distribution réaliste des contraintes. D'autre part, une étape de validation des CR avec les méthodes de mesure présentées précédemment reste généralement nécessaire pour calibrer les modèles de simulation.

Selon (Koç et al., 2006), le procédé qui influe le plus sur le champ de CR final est la trempe pendant le traitement thermique. L'immersion des pièces chauffées dans le fluide de trempe génère un

1. Etat de l'art

gradient thermique entre la surface et le centre des pièces, ce qui entraîne des CR de compression et de traction respectivement à la surface et au centre des pièces (Prime et Hill., 2002).

D'après (Sassoulas et al., 2016), l'impact de l'historique de génération des CR peut être éliminé grâce à une homogénéisation de la pièce par une phase de maintien en température (température dépendante du matériau) dans un four avant la trempe pour les aciers. Cette hypothèse a été également vérifiée par (Cherif et al., 2019) pour l'acier inoxydable 316L. Le même traitement peut être appliqué sur d'autres matériaux tels que les alliages d'aluminium.

6.3. Bilan

Dans notre cas d'étude, et afin d'avoir un champ CR statiquement admissible, nous allons simuler le traitement thermique appliqué. La simulation de ce traitement thermique permet d'avoir une représentation réaliste des CR dans la pièce simulée. Cependant, cette méthode nécessite une étape de validation expérimentale. Une méthodologie pour simuler et valider le champ CR est développée dans le chapitre 2.

7. Modèles de la distorsion en cours d'usinage

Dans cette section les méthodes de prédiction de distorsion engendrées par l'enlèvement de matière sont étudiées. Les approches visant à prédire ces distorsions peut être classées en deux familles : i) celles qui utilisent la connaissance de la répartition des CR avant usinage et qui, par reproduction de l'enlèvement de matière, et donc du déséquilibre créé au niveau des contraintes par cet enlèvement de matière, cherchent par calcul (EF ou XFEM) à prédire les distorsion et ii) celles qui ne se basent pas sur ces calculs et cherchent de manière empirique, ou à l'aide de modèles analytiques, à les prédire.

7.1. Modélisation analytique et empirique

Les modèles analytiques permettent de prédire la forme et l'amplitude de la distorsion finale de la pièce. La plupart de ces modèles se basent sur les paramètres géométriques relatif au procédé de l'usinage comme les angles de coupe, l'épaisseur usinée, etc. et non pas sur les propriétés du matériau. Cette méthode est avantageuse en terme de temps du calcul. Par contre, les modèles généralement développés sont limités juste sur le cas d'étude. Car la modélisation se base sur des hypothèses qui limitent l'application de ce modèle à la généralisation aux autres cas.

(Fergani et al., 2014) ont utilisé un modèle analytique pour prédire les déformations dues aux contraintes induites par l'usinage pour des plaques minces en Al 7050-T7451. Les résultats ont montré que le modèle développé est capable de prédire les déformations avec une erreur de 30 % par rapport aux résultats expérimentaux.

(Wang et al., 2018) ont utilisé la modélisation empirique pour modéliser les contraintes générées par l'usinage. Les résultats ont montré que le modèle utilisé peut prédire ces contraintes pour différentes conditions de coupe. (Toubhans et al., 2019) ont développé un modèle empirique qui se compose d'un modèle de prédiction des efforts de coupe et un modèle de flexibilité pour les défauts de forme issus du procédé de tournage de disques en Inconel 718. Les résultats ont montré que ce modèle peut prédire les défauts géométriques de la surface à cause de la déformation de pièce.

7.2. Modélisation numérique

Comme précisé en introduction du § 7 avant de simuler les distorsions générées par le rééquilibrage des CR, il est d'abord nécessaire d'identifier les différentes stratégies permettant de déterminer l'enlèvement de matière. Ces stratégies sont étudiées dans le § 7.2.1 alors que le calcul des distorsions est abordé § 7.2.2.

7.2.1. Détermination de volume de matière usiné

Le volume de matière enlevée est l'un des paramètres critiques qui influencent la déformation finale de la pièce. En effet, lors de l'usinage, la pièce se déforme au fur et à mesure que l'outil enlève de la matière. Ce volume de matière enlevé dépend de l'intersection entre la trajectoire de l'outil et la pièce déformée. Il a une influence sur le rééquilibrage des contraintes internes et donc sur la déformation finale de la pièce.

Plusieurs approches ont été développées pour calculer le volume de matière enlevé. Parmi elles, la méthode de maillage prédéfini, l'utilisation des dexels et la méthode de Level-set.

a. Méthode de maillage prédéfini

Une méthode simple pour définir le volume de matière enlevée est le maillage prédéfini. Cette méthode consiste à créer les maillages des différentes passes sans tenir compte des déformations à venir de la pièce durant l'usinage. Ce maillage est réalisé avant de commencer la simulation de l'enlèvement de matière. Au fur et à mesure des passes, le champ de contrainte est projeté sur le maillage de la passe considérée ce qui génère le rééquilibrage des contraintes dû à l'enlèvement des éléments correspondant à la matière enlevée. L'avantage de cette méthode est que la sélection de la matière enlevée est facile puisqu'elle suit les limites du maillage. La difficulté est de réaliser le maillage qui utilise généralement des éléments hexaédriques lorsque la forme des couches à enlever est simple. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle ne prend pas en compte les déformations pendant l'usinage. Par conséquent, le volume de matériau prédéfini peut être sous-estimé ou surestimé en fonction de l'histoire réelle des déformations de la pièce.

b. Méthode des dexels

Cette méthode consiste à modéliser la pièce sous forme de bâtonnets appelés dexels disposés sur une ou plusieurs grilles régulières. La Figure 1.23 illustre les trois réseaux de dexels qui sont orientés dans les trois directions de l'espace. Les faces de coupe de l'outil sont modélisées par des éléments triangulaires comme le montre la Figure 1.24. Une approche incrémentale est introduite. Durant chaque pas de temps, les domaines balayés par l'outil, qui sont déduits des maillages surfaciques des faces de coupe, sont représentés par leurs frontières (Modèle Boundary REPresentation) comme illustré par (Lorong et al., 2008). L'intersection triangle/dexels qui est l'intersection entre le volume balayé par les faces de coupe de l'outil et la matière, permet de définir la matière à enlever sur chaque incrément.

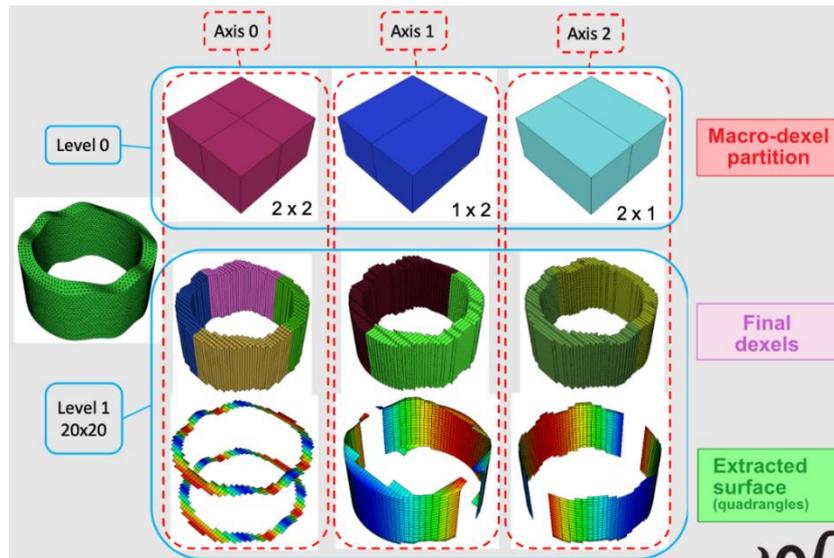


Figure 1.23 Pièce modélisée par les trois réseaux de dexels (logiciel Nessy)

Cette méthode nécessite un nombre très important de dexels (assimilables à des bâtonnets) pour représenter correctement la géométrie de la pièce et ensuite les déformations après enlèvement de matière. Cependant, le temps de calcul peut être réduit en utilisant une parallélisation du calcul. Cette approche permet de définir l'enlèvement à partir de l'enlèvement de chaque dent. Il s'agit donc d'une description très détaillée permettant notamment d'étudier les phénomènes vibratoires et le broutement régénératif. Pour notre objectif ce niveau de détail, qui génère un coût numérique important, n'est pas nécessaire et une approche utilisant uniquement l'enveloppe de l'outil (rotation sur un tour) est suffisante.

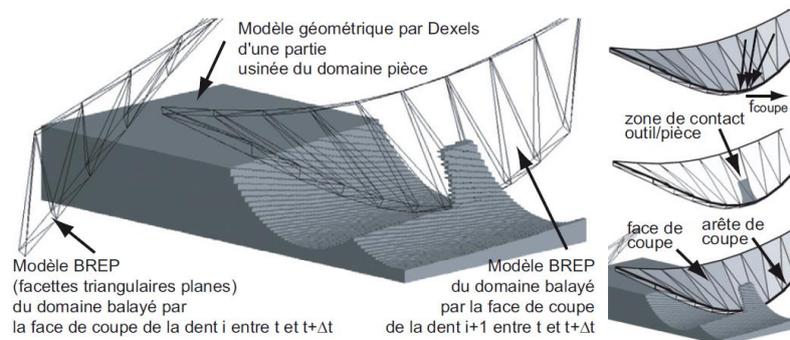


Figure 1.24 Calcul de volume balayé par l'outil avec la méthode dexels par (Lorong et al., 2008)

c. Méthode de level-set

Une des approches puissantes de la détermination de la matière enlevée est la méthode de level-set. Cette méthode a été introduite par (Osher et Sethian, 1988). Elle permet de modéliser l'intersection outil/matière durant l'enlèvement de matière grâce à une fonction de distance Φ comme le montre la Figure 1.25. Trois cas peuvent être distingués :

- $\Phi > 0$: La matière est à l'extérieur de l'enveloppe de l'outil
- $\Phi = 0$: La matière est sur l'enveloppe de l'outil
- $\Phi < 0$: La matière est à l'intérieur de l'enveloppe de l'outil

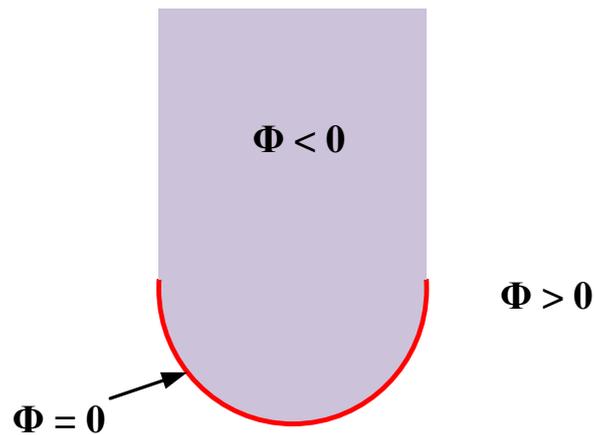


Figure 1.25 Description de l'enveloppe de l'outil avec l'approche level-set

Dans la pratique la trajectoire est décomposée en trajectoires élémentaires. Sur chaque trajectoire élémentaire un maillage du volume balayé par l'enveloppe de l'outil est réalisé (représentation B-rep à l'aide d'une triangulation de la peau). Cette méthode permet d'avoir une représentation réaliste de l'intersection outil/matière pendant l'usinage de la matière. Le volume de matière enlevé peut prendre en compte l'évolution de la déformation de la pièce. Cette évolution a un impact sur l'enlèvement de matière et donc sur la prédiction de la distorsion et sur le contrôle de la surface usinée.

A chaque étape de l'enlèvement de matière, des éléments du maillage de la pièce sont en partie dans le volume balayé par l'outil et en partie en dehors de ce volume. Ces éléments sont donc à cheval sur la frontière du volume balayé et sont appelés encore éléments coupés. Trois stratégies sont utilisées pour estimer la matière enlevée :

- la première est une surestimation de la matière comme le montre la Figure 1.26(b) : les éléments coupés seront entièrement retirés du maillage.
- la deuxième est une sous-estimation de la matière enlevée (cf. Figure 1.26(c)). Elle ne prend donc pas en compte les éléments coupés, c'est-à-dire que les éléments coupés ne sont pas retirés.
- l'approche level-set qui permet de couper les éléments balayés par l'outil en utilisant un raffinement local du maillage (cf. Figure 1.26(d)).

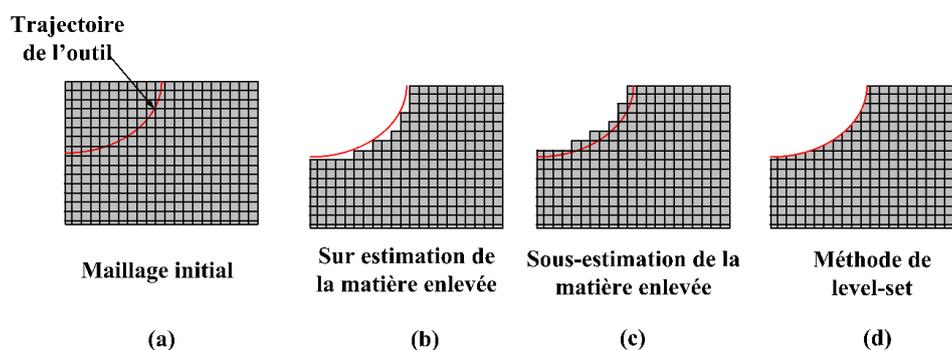


Figure 1.26 Stratégies d'enlèvement de matière

(D'Alvise et al., 2015) ont utilisé l'approche Level-set pour modéliser l'enlèvement de matière sur des pièces aéronautiques. Le modèle utilisé prend en compte les contraintes internes et les contraintes

dues à l'usinage. Cette approche ne prend pas en compte les chargements thermomécaniques appliqués par l'outil sur la matière, mais les contraintes dues à ces chargements sont modélisées. L'utilisation de l'approche level-set nécessite l'utilisation de The Extended Finite Element Method (XFEM) pour assurer un remaillage local de la pièce dans les éléments découpés.

7.2.2. Simulation numérique de la distorsion

Selon la méthode de création du maillage, les méthodes des éléments finis (EF) ou des éléments finis étendus (XFEM) peuvent être utilisées pour modéliser la déformation de la pièce. Ainsi, afin de prédire la déformation, différentes approches ont été utilisées dans la littérature. Un modèle élastique est généralement utilisé pour modéliser la redistribution des contraintes après l'enlèvement de matière. Cependant, il ne faut pas exclure l'apparition de zones où il y a plastification, ce qui peut avoir un impact sur la forme finale de la pièce. Cette plastification peut également avoir lieu lors du bridage ou du débridage de la pièce.

Dans ce travail, avant de prendre en compte ces phénomènes, un modèle plastique avec un écrouissage isotrope a été utilisé. Au début, un maillage prédéfini a été utilisé, ensuite la méthode level-set. Cette dernière permet en effet de modéliser au mieux l'évolution de l'enlèvement de matière et donc la forme finale de la pièce. Le chapitre 3 décrit le modèle adopté pour prédire la distorsion.

7.3. Réduction de modèle

Des outils mathématiques ont été développés pour disposer d'une base réduite pour les problèmes non linéaires. La méthode PGD (Proper Generalized Decomposition) a révolutionné de nombreux domaines des sciences appliquées et de l'ingénierie, et en particulier la façon dont nous considérons les problèmes paramétriques dans un cadre à haute dimension. Elle a révélé comment obtenir des modèles d'ordre réduit sans recourir à des expériences de calcul complexes et coûteuses, typiques des techniques de réduction de l'ordre des modèles a posteriori. Une revue de la littérature sur les méthodes de réduction de modèle sera abordée au chapitre 3. Dans notre cas, une telle approche va être utilisée pour relier les observations des déformations de la pièce en cours d'usinage au CR avant usinage, de manière à limiter le nombre de simulations thermomécaniques du TTh.

8. Approches pour réduire les distorsions

Nous avons identifié trois approches pour réduire la distorsion des pièces usinées. La première approche consiste à optimiser la position de la pièce dans le brut (section 7.1). La seconde consiste à optimiser les conditions d'usinage pour limiter l'effet des contraintes induites par l'usinage (section 7.2). Enfin, la troisième consiste à modifier la trajectoire de l'outil par rapport à la matière de la pièce. Pour cette troisième approche il est possible de modifier la trajectoire de l'outil sans agir sur la pièce ou de modifier la forme de la pièce en modification des conditions de bridage pour mettre à profit la déformabilité de la pièce.

8.1. Position de la pièce dans le brut

La position de la pièce dans le brut fait partie de choix ayant un impact sur la nature et l'amplitude des distorsions de la pièce après usinage. En effet, les bruts présentent un champ de contraintes initial auto-équilibré induit des procédés de fabrication. Ce champ de contraintes est symétrique dans la plupart des cas. Une perturbation asymétrique de ce champ de contraintes due à un enlèvement de matière

1. Etat de l'art

provoque une redistribution de ce dernier et une déformation ultérieure de la pièce. Par contre, un enlèvement de matière symétrique maintient l'équilibre du champ de contrainte et, par conséquent, la pièce n'est pas déformée. La Figure 1.27 illustre les deux stratégies d'enlèvement de matière. Dans le contexte d'une tôle de départ issue du laminage avec un profil de contrainte dans l'épaisseur de forme M, un enlèvement de matière asymétrique d'une couche de compression initialement (Stratégie 1 Figure 1.27), crée un moment de flexion et par la suite une déformation de la pièce. Dans l'autre cas (Stratégie 2 Figure 1.27), la symétrie du profil de contraintes est conservée et comme conséquence la pièce n'est pas déformée (à condition de négliger l'effet des contraintes inhérentes de l'usinage).

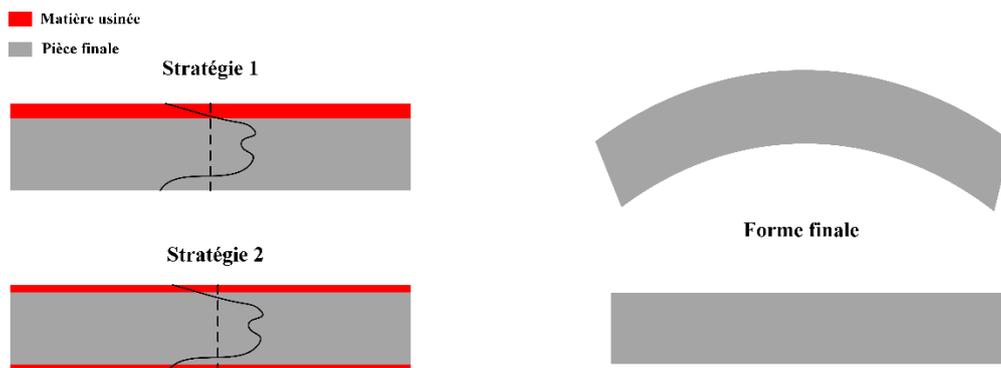


Figure 1.27 Influence du positionnement de la pièce dans le brut

L'optimisation de la position de la pièce dans la pièce brute joue un rôle important dans la réduction de la déformation finale de la pièce. L'enlèvement symétrique de la matière est toujours recherché afin de garantir une redistribution minimale des contraintes et par conséquent la déformation de la pièce. (Zhang et al., 2014) ont également analysé l'effet des contraintes internes sur la déformation des pièces en alliage d'aluminium Al 7050-T751. Les contraintes ont été mesurées par la méthode de la flèche et la méthode du contour. L'effet de la position de la pièce dans la pièce mère a été étudié. Comme le montre la Figure 1.28, la position optimale de la pièce dans la pièce mère a été déterminée en fonction de la distribution des contraintes internes. La distorsion est générée lorsqu'une perturbation asymétrique de CR est faite lors de l'usinage de la pièce. Il a été démontré aussi que la distorsion croît avec l'augmentation de l'asymétrie d'usinage.

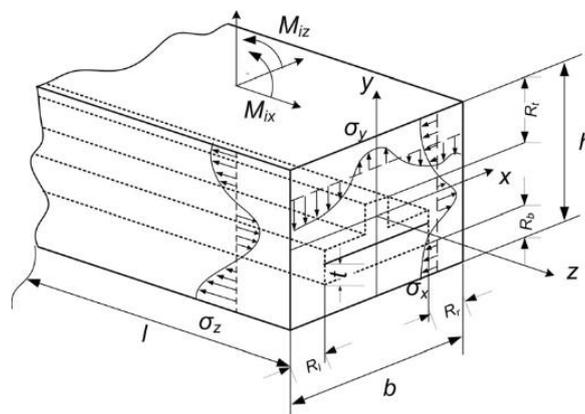
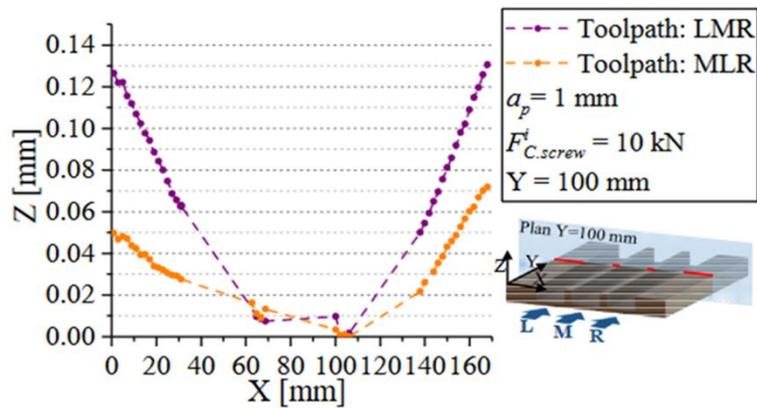


Figure 1.28 Disposition de la pièce par rapport à la distribution des contraintes internes (Zhang et al., 2014)

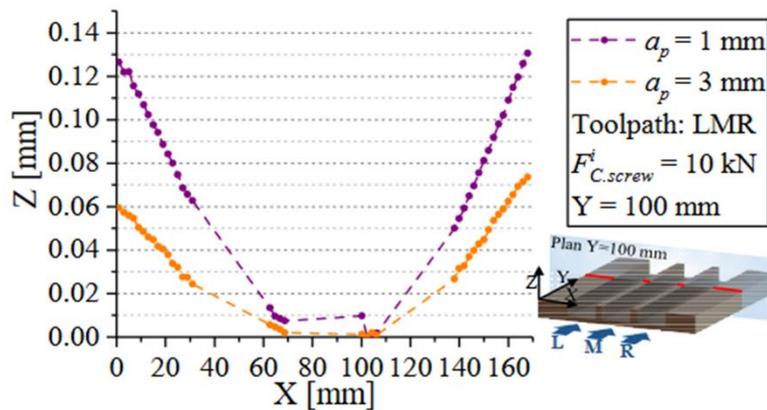
8.2. Optimisation de stratégies d'usinage et des conditions de coupe

Il est possible, en optimisant la stratégie d'usinage, de réduire la distorsion de la pièce. Cette approche a été validée par (Cherif et al., 2019) dans le cas de l'usinage des plaques en acier inoxydable 316L. Comme le montre la Figure 1.29(a), la distorsion de la plaque est diminuée de 58 % en changeant la stratégie d'usinage. La plaque étudiée a trois rainures selon la longueur. L'usinage de ces rainures de gauche à droite en passant par la rainure de milieu (Left, Middle, Right) génère une distorsion de la plaque de l'ordre de 0,13 mm. En changeant la stratégie pour commencer avec l'usinage de la rainure de milieu puis la gauche et enfin la rainure de la droite, (MLR), la distorsion après débridage est diminuée à 0,05 mm. Cette stratégie d'usinage peut être considérée comme une méthode d'optimisation du positionnement de la pièce usinée dans la pièce brute comme illustré par (Zhang et al., 2014).

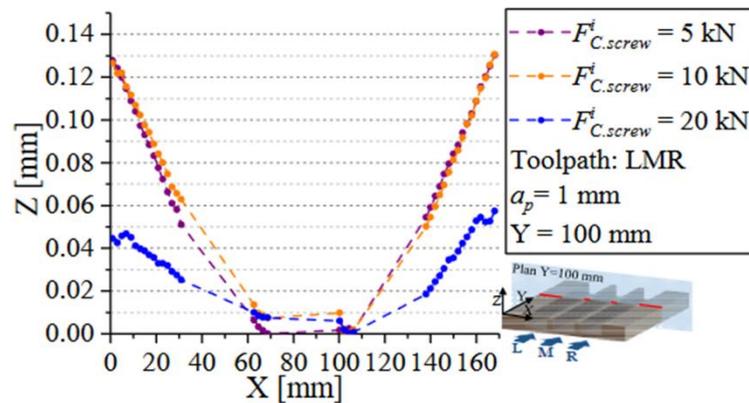
Les conditions de coupe peuvent influencer la distorsion finale de la pièce usinée. Pour ce faire, il suffit de trouver les conditions de coupe qui diminuent les chargements thermomécaniques et par conséquent les contraintes inhérentes de l'usinage. Une étude reliant directement le profondeur de passe à la déformation de la pièce a été réalisée par (Cherif et al., 2019) comme le montre la Figure 1.29(b). Les résultats ont montré que la distorsion de la plaque après débridage a diminué de 53 % en changeant la profondeur de passe de 1 à 3 mm. En effet, la distorsion augmente avec l'augmentation du nombre de redistributions de contraintes. Ce phénomène augmente l'effet de séquence et par conséquent la distorsion finale de la pièce.



(a)



(b)



(c)

Figure 1.29 Influence de la stratégie de l'usinage et de conditions de coupe sur la distorsion de plaques en aciers inoxydables 316L (Cherif et al. 2019)

Une étude expérimentale a été faite par (Masoudi et al., 2015) pour étudier l'effet de différents paramètres d'usinage sur la distorsion de cylindre en alliage d'aluminium Al 7075. Cette étude a montré que l'influence des efforts de coupe sur la distorsion est plus importante que celle de la température. Ainsi la distorsion augmente avec l'accroissement des forces de coupe comme le montre la Figure 1.30.

La vitesse de coupe a aussi un effet sur les contraintes générées lors de l'usinage et par conséquent sur la distorsion de la pièce. (Brinksmeier et Sölter, 2009) ont étudié l'effet de la vitesse de coupe sur la distorsion de pièces en acier. Il a été montré que la déformation de ces pièces augmente

avec l'accroissement de la vitesse de coupe qui entraîne une élévation de la température de coupe et en conséquence diminue les efforts. Elle a pour effet d'augmenter la charge thermique et par conséquent les contraintes de traction dans la couche affectée par les phénomènes thermiques et mécaniques.

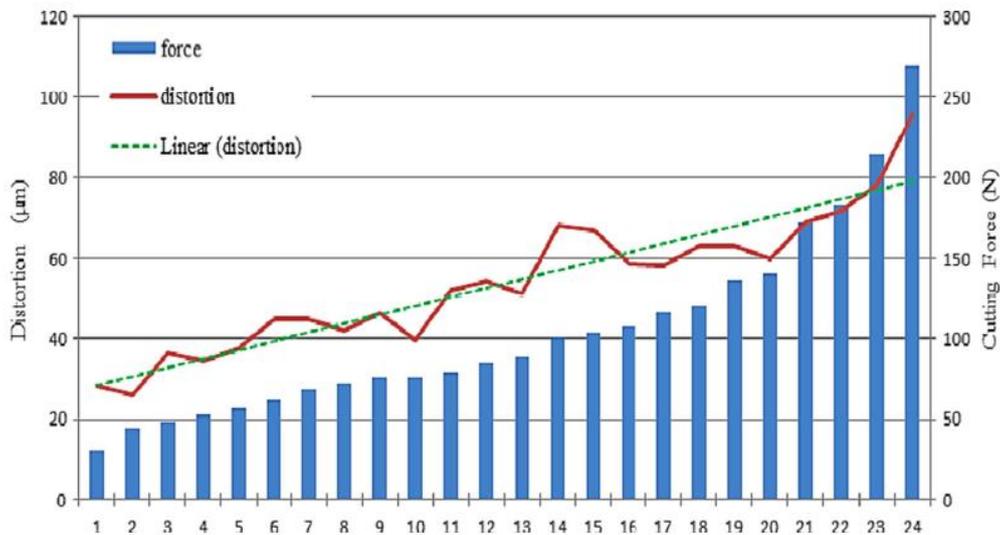


Figure 1.30 Variation de la distorsion avec l'augmentation des forces de coupe (Masoudi et al., 2015)

8.3. Correction de la trajectoire outil/matière

La pièce usinée peut se déformer pendant l'usinage (à l'état bridé) en raison du rééquilibrage des CR ou des contraintes liées à l'usinage. Ces déformations peuvent générer des défauts dans la pièce et en particulier sur les surfaces usinées. En effet, la distance entre la surface usinée et l'outil change tout en gardant la même trajectoire d'outil. Il en résulte un sur (overcut) ou sous (undercut) enlèvement de matière dû à une déformation locale de la pièce. Afin de corriger ces défauts, deux stratégies sont possibles. La première consiste à modifier la trajectoire de l'outil par le biais du directeur de commande de la machine. La seconde consiste à construire un dispositif d'usinage adaptatif qui modifie la position de la pièce tout en conservant la trajectoire d'usinage nominale.

a) Correction de la trajectoire de l'outil

Cette méthode de correction consiste à modifier le programme d'usinage pour corriger les défauts observés ou/et simulés dans la passe précédente ou pendant l'usinage de la passe en cours. Généralement, pour un usinage de finition ou de semi-finition, la profondeur de coupe est choisie de manière très conservatrice afin de réduire au mieux les déformations. La profondeur de coupe est souvent constante au cours des différentes passes d'usinage. Dans des cas complexes, le maintien d'une profondeur de coupe constante pendant l'usinage peut conduire à des défauts de surface dus à une déformation de la pièce ou autre. C'est le cas de l'usinage des aubes de turbine. Les dernières passes d'usinage de ces pièces consistent à usiner une paroi mince qui est susceptible de se déformer à cause des efforts de coupe. Afin de corriger ces défauts, (Yan et al., 2018) ont modifié les profondeurs de passe pour minimiser ces défauts et optimiser le temps d'usinage. Pour ce faire, une relation entre l'effort normal de coupe qui génère la déformation de la pièce et la profondeur de coupe a été établie à partir de mesures expérimentales. C'est à partir de cette relation que la profondeur de coupe est choisie. Ainsi, la stratégie obtenue consiste à enlever la matière la plus éloignée du pied de la pale afin de maintenir une rigidité maximale le plus longtemps possible (cf. Figure 1.31).

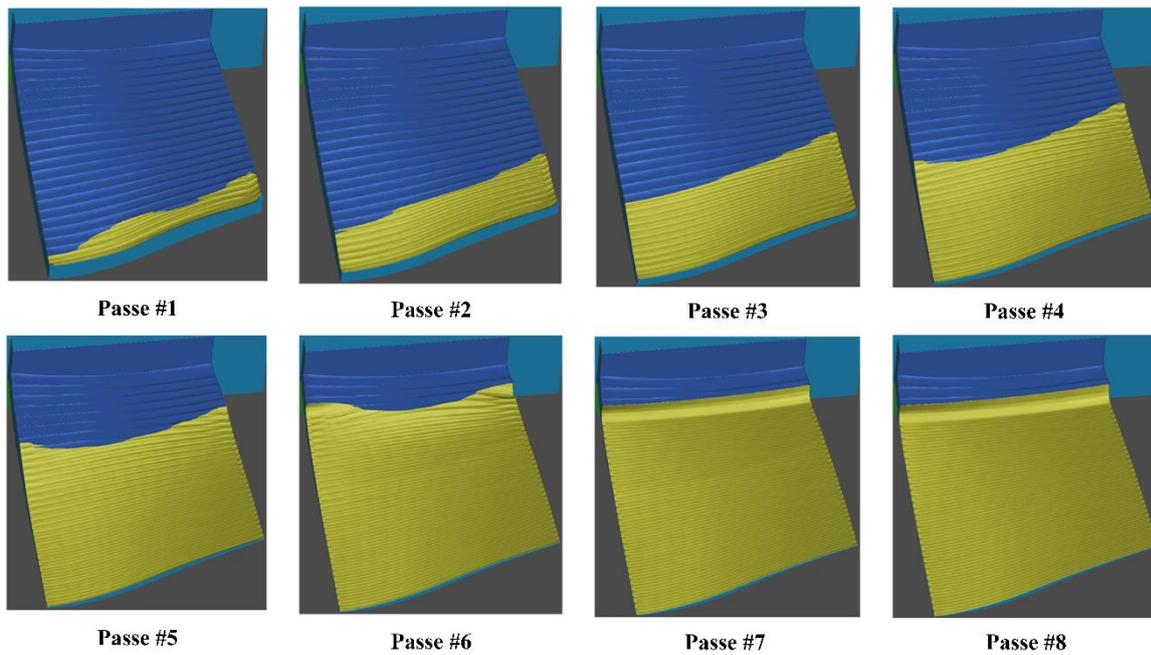


Figure 1.31 Stratégie d'usinage sur 8 passes avec modification de profondeur de coupe (Yan et al., 2018)

Dans le même contexte, et afin de corriger les déformations durant l'usinage, (Poulhaon et al., 2014) ont développé une méthode permettant de mettre à jour le programme d'usinage sur la base de mesures *in-situ*. Afin de mesurer la surface à usiner, un capteur scanner a été fixé à la broche de la machine à 5 axes. Une fois la mesure effectuée, la trajectoire de l'outil s'adapte à la surface réelle et assure un enlèvement de matière correct. La Figure 1.32 illustre la stratégie utilisée pour un usinage conventionnel.

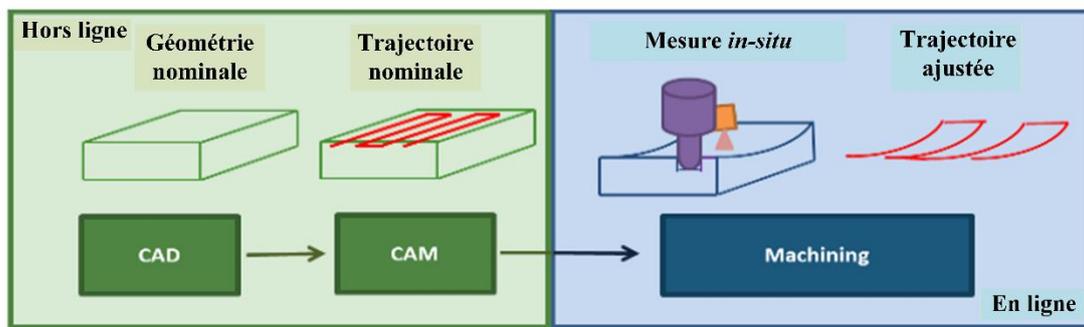


Figure 1.32 Correction *in-situ* de la trajectoire de l'outil en se basant sur des mesures réelles (Poulhaon et al., 2014)

Cette stratégie se compose de trois phases clés :

- Phase d'acquisition,
- Phase d'apprentissage,
- Phase de mise à jour de la trajectoire de l'outil.

Pendant la phase d'acquisition, qui s'effectue en cours d'usinage, la mesure par scanner doit être rapide et contenir suffisamment d'informations pour représenter la surface réelle. La deuxième phase est l'apprentissage et la transformation des mesures en correction de trajectoire d'outil. Et enfin, la mise à

jour du programme d'usinage dans le sens de la correction de la trajectoire nominale de la machine. Cette stratégie permet de suivre les déformations de la pièce pendant l'usinage et de les corriger. Cependant, elle nécessite des mesures de haute précision et un modèle d'apprentissage robuste pour usiner des pièces complexes. De plus, la modification du programme d'usinage en temps réel est une tâche qui est d'autant plus complexe que les formes à usiner sont complexes.

b) Montage adaptatif

Un montage adaptatif est un montage pour lequel il sera possible en cours d'usinage, ou entre des passes, de modifier la position de certains appuis ou encore d'ajouter ou de retirer des appuis supplémentaires. La modification des appuis se limitera en général à une modification de la position de l'appui dans la direction de la normale au contact.

Pour les pièces de grandes dimensions, le choix du dispositif de fixation dépend de la précision de l'usinage et de la facilité de mise en œuvre. Le dispositif de fixation doit répondre à des exigences spécifiques telles que le maintien si possible isostatique et la résistance aux vibrations, aux efforts de coupe, etc. Ainsi, dans le cas de pièces qui se déforment pendant l'usinage, le dispositif de fixation doit répondre aux mêmes exigences qu'un dispositif de fixation simple et avoir la flexibilité nécessaire pour corriger les déformations. Plusieurs études ont été menées dans ce contexte et deux stratégies peuvent être distinguées. La première consiste à concevoir un dispositif de fixation sur mesure pour une pièce spécifique. La seconde consiste à concevoir un dispositif de fixation qui peut être adapté à plusieurs géométries de pièces en modifiant le nombre de supports et les points de serrage.

(Cherif et al., 2019) ont conçu un dispositif de fixation instrumenté avec des capteurs d'efforts qui suivent les forces de serrage pendant l'usinage. Comme le montre la Figure 1.29(c), les forces de serrage affectent la distorsion finale de la pièce après débridage. La déformation a diminué de 61 % lorsque les forces de serrage ont augmenté de 5 kN à 20 kN. Cette augmentation de la force de serrage peut provoquer une déformation plastique locale aux points de serrage ou dans les zones de fortes déformations de la pièce finale.

(Li et al., 2015b) ont conçu un montage d'usinage flexible. Le principe de ce montage est de contrôler les efforts au niveau des points de fixation entre la pièce et le montage. Après chaque passe la pièce est mesurée, puis le montage s'adapte pour la passe suivante. Globalement, grâce aux supports flexibles la pièce subit uniquement de faibles contraintes et la hauteur de ces supports est ajusté d'une phase à l'autre. Sur la Figure 1.33(a) sont visibles des capteurs qui ont été ajoutés au système afin de mesurer la pression ainsi que le déplacement dans les directions X et Y. Le capteur piézoélectrique mesure l'effort de réaction de la pièce qui varie pendant l'usinage. Si l'effort mesuré est supérieur à une valeur seuil alors la pièce va être déplacée. Ce déplacement de la pièce a donc lieu en temps réel pendant l'usinage. La pièce utilisée est une plaque de 1205 mm x 306 mm x 53 mm et de larges poches sont usinées comme le montre la Figure 1.33(b). Ces auteurs indiquent que la déformation maximale est d'au moins 1.08 mm si un système de fixation standard est utilisé. Avec leur montage flexible la déformation maximale ne dépasse pas 0,1 mm. Le concept est très intéressant, cependant il n'y a aucun calcul de la prédiction des déformations : le système réagit une fois que la déformation est déjà présente.

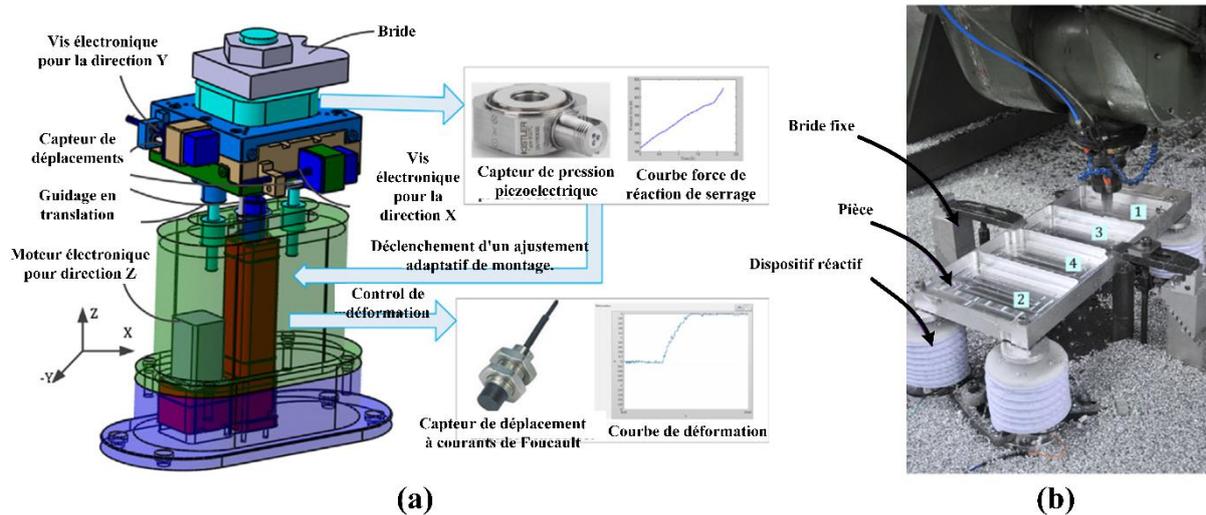


Figure 1.33 Montage adaptatif instrumenté (Li et al., 2015b)

Dans le même contexte, un montage instrumenté a été développé par (Gonzalo et al., 2017) pour contrôler les déformations durant l'usinage d'une pièce de turboréacteur de grande dimension. Un système de bridage permettant de fixer et de corriger la position de la pièce par des brides a été développé comme le montre la Figure 1.34. En se basant sur les efforts de la pièce pendant l'usinage, ces brides intelligentes vont agir sur la pièce pour corriger les déformations générant ces efforts.

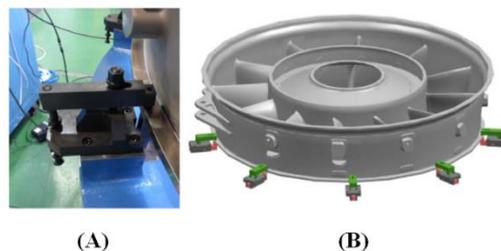


Figure 1.34 (a) Système de bridage intelligent; (b) Bridage d'un logement de roulement situé en queue de réacteur avec les brides intelligentes (Gonzalo et al., 2017).

Les systèmes de bridage discutés ont montré leur robustesse pour corriger les défauts pendant l'usinage. D'autre part, tous ces systèmes sont basés sur des mesures réelles des défauts soit dans les passes précédentes, soit pendant l'usinage avec une mesure *in-situ*. Par ailleurs, ces mesures *in-situ* peuvent être perturbées par les vibrations de l'opération d'usinage ce qui introduit des erreurs. En connaissant avec précision les CR avant usinage, la simulation numérique peut être un outil utile pour prédire ces défauts pendant l'usinage et les corriger, permettant ainsi d'effectuer de la correction *in-situ* sans avoir recours à des mesures en cours d'usinage. Cependant, cette connaissance des CR n'est généralement pas possible car suite au TTh, il y a généralement une forte variabilité des CR d'une pièce à l'autre (Toubhans et al., 2019).

8.4. Bilan

Parmi les approches de correction présentées ci-dessus, l'approche d'un montage adaptatif sera utilisée dans cette thèse. Un montage dit intelligent sera fabriqué dans le cadre de la thèse. Le principe du montage fabriqué ainsi que les essais menés avec celui-ci seront illustrés dans le chapitre 4. Ce montage sera instrumenté par des capteurs d'effort afin de suivre l'évolution des efforts de bridage

1. Etat de l'art

durant l'opération de bridage. Ce montage laisse une certaine liberté à la pièce, ce qui permet de mesurer ses déformations après chaque passe. Il sera également équipé d'un vérin permettra d'appliquer des déformations à la pièce pour corriger des défauts de forme ciblés. Le choix des amplitudes de déplacement du vérin seront basés sur des simulations.

9. Conclusion de l'état de l'art

L'état de l'art a permis de recenser les phénomènes influençant la déformation de la pièce. Ces phénomènes peuvent être liés à la fabrication de la pièce (laminage, forgeage, traitement thermique...), ainsi qu'au positionnement de la pièce dans la pièce mère. Ces paramètres peuvent être optimisés pour réduire la déformation de la pièce. Des méthodes de relaxation des contraintes ont été développées pour réduire l'amplitude initiale des contraintes. Ces méthodes ont donné de bons résultats mais les contraintes initiales demeurent, ce qui génère la déformation de la pièce après l'enlèvement de matière. Le positionnement de la pièce peut également être optimisé pour conserver un champ de contraintes symétrique vis-à-vis d'un plan moyen de la pièce et ainsi réduire l'effet de redistribution des contraintes après usinage. D'autres phénomènes sont liés à l'enlèvement de matière lui-même. Les conditions de coupe ont également un effet sur l'ampleur ou la nature des contraintes inhérentes à l'usinage. Le choix de ces paramètres est donc essentiel pour réduire l'effet de ces contraintes sur la déformation. Les forces de serrage jouent également un rôle important dans la déformation de la pièce. Augmenter les forces de serrage peut permettre de déformer plastiquement la pièce et permettre, dans certains cas, de redresser la déformation.

La quantification des CR avant usinage est la première étape pour comprendre la déformation finale de la pièce et envisager des stratégies de correction. Dans cette thèse nous avons mis en place, comme décrit chapitre 2, une stratégie de simulation pour prédire les CR au sein de la pièce avant usinage. Un modèle plastique avec écrouissage isotrope a été adopté. Les méthodes de la flèche et du contour ont été utilisées pour valider le champ obtenu par simulation. La méthode des rayons X a été également utilisée pour obtenir des valeurs plus précises des contraintes à proximité de la surface.

Des outils permettant de déterminer la quantité de matière enlevée ont été développés pour se rapprocher de la réalité. La méthode level-set sera adoptée dans ce projet. Cet outil permet de suivre la trajectoire de l'enveloppe de l'outil alors que la pièce se déforme ce qui permet une représentation réaliste de l'usinage réel.

Enfin, dans ce travail, la correction de la distorsion aura pour objectif de réduire les défauts de contre-dépouille. Un montage d'usinage a été développé durant la thèse pour limiter ces défauts. Un protocole de correction et de mesure sera établi pour surveiller et corriger les défauts géométriques avant la dernière passe. Cette approche permet de corriger le mouvement de l'outil vis-à-vis de la matière de la pièce en jouant sur la forme de la pièce et donc sans modifier le programme d'usinage (chapitre 4). La maîtrise de la mesure de la distorsion est une étape importante vers un contrôle *in-situ* de celle-ci. Une étude bibliographique a été faite sur les méthodes de mesure de la distorsion. Différentes méthodes de mesures ont été utilisées en fonction de la géométrie de la pièce et des défauts de distorsion à mesurer. Dans cette étude un scanner 3D GOM sera utilisé pour mesurer la distorsion de la pièce après l'enlèvement de matière.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

Sommaire

Chapitre 2.....	49
Caractérisation des contraintes résiduelles initiales.....	49
1. Introduction	49
2. Simulation des CR initiales	50
2.1. Définition des plaques en alliage d'aluminium 7075	50
2.2. Traitement thermique T6.....	50
2.2.1. Processus du traitement thermique	50
2.2.2. Simulation du traitement thermique.....	51
2.2.3. Détermination expérimentale des coefficients de convection thermique.....	54
2.2.4. Distribution des CR simulées.....	59
3. Détermination expérimentale du champ de contraintes résiduelles	61
3.1. La méthode de la flèche.....	61
3.1.1. Mesure par la méthode de la flèche	61
3.1.2. Simulation de la méthode de la flèche	63
3.2. Méthode du contour.....	65
3.3. Mesure par diffraction de rayon X (DRX)	69
3.4. Contraintes résiduelles induites par l'usinage	71
4. Conclusion.....	75

Chapitre 2

Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

1. Introduction

Dans ce chapitre, il est prévu de développer une approche pour déterminer et prédire le champ de CR induit par le traitement thermique. Les différentes étapes de cette approche sont présentées dans la Figure 2.1. Les plaques d'aluminium ont été traitées thermiquement pour éliminer les CR existantes et générer une nouvelle distribution. Pendant le traitement thermique, des plaques instrumentées avec des thermocouples ont été utilisées pour déterminer les coefficients de convection thermique (section 1.2). La méthode de la flèche (appelée aussi méthode des couches) a été utilisée pour déterminer les CR expérimentales et valider la distribution des CR simulée (section 1.3.1). Cette méthode a été modélisée et simulée à l'aide de la MEF et les résultats obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux (section 1.3.1.2). D'autre part, les CR induites par le traitement thermique ont été aussi déterminées en utilisant la méthode du contour (section 1.3.2). Ainsi, la méthode DRX a été aussi utilisée pour valider le profil simulé près de la surface. Enfin, une conclusion sur cette approche est présentée à la fin de ce chapitre (section 1.3.3).

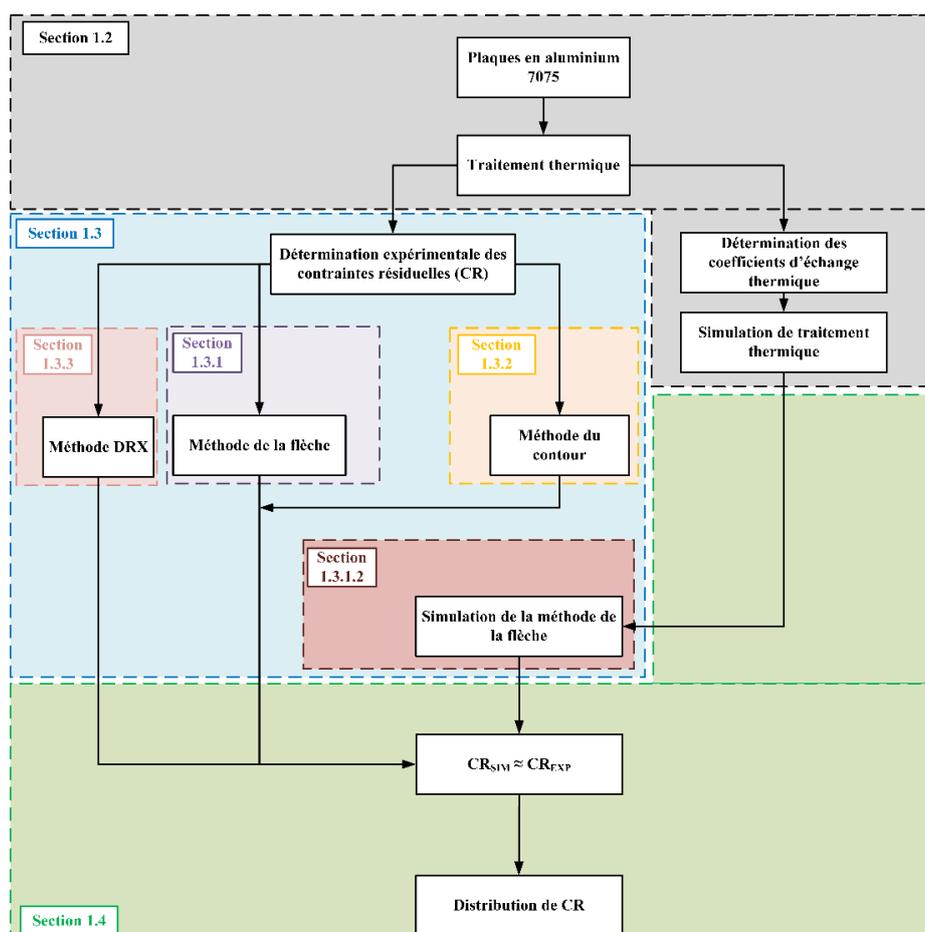


Figure 2.1 Démarche scientifique du chapitre

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

2. Simulation des CR initiales

2.1. Définition des plaques en alliage d'aluminium 7075

Généralement, ce type d'alliage passe par deux différentes étapes : le laminage et le traitement thermique T651 ou T6. Des études ont montré que la distorsion en usinage des alliages d'aluminium est fortement influencée par les CR résultant du processus de traitement thermique (les CR initiales), plus que les autres alliages (Titane, Nickel, Acier inoxydable) (Wang et al., 2018). Pour cette raison, nous nous concentrerons sur les CR dues au traitement thermique en supposant que celles dues au laminage sont éliminées après ce traitement. Le traitement thermique T651 comprend trois différentes étapes : la trempe, le détensionnement et le revenu. L'étape de détensionnement sert à réduire les CR dans les pièces trempées. Alors que le traitement thermique T6 ne contient que deux étapes : la trempe et le revenu. Dans le cadre de cette thèse, les plaques d'aluminium sont fournies par l'entreprise Constellium. Elles sont traitées thermiquement (T651) et aucune information sur leur carte de CR n'a été fournie. Afin d'avoir une pièce brute avec un maximum de contraintes internes et d'avoir le même profil de contraintes internes dans toutes les plaques, un traitement thermique T6 a été effectué au LaBoMaP sur les 24 pièces découpées pour cette étude (Annexe). Les plaques traitées sont dans un état de CR après TTh que nous considérerons comme identique.

L'Al 7075-T6 est un alliage d'aluminium dont le zinc est le principal élément d'alliage comme le montre le Tableau 2.1. Cet alliage est largement utilisé dans les pièces structurelles des avions en raison de ses excellentes propriétés mécaniques telles que la bonne ductilité, le poids, la bonne résistance, la ténacité et la bonne résistance à la fatigue.

Tableau 2.1 Composition chimique de l'alliage Al 7075-T6

Élément	Al	Zn	Mg	Cu	Fe	Si	Mn	Cr	Ti
Wt%	Base	5,1-6,1	2,1-2,9	1,2- 2,0	0,5	0,4	0,3	0,18-0,28	0,2

2.2. Traitement thermique T6

2.2.1. Processus du traitement thermique

La trempe et le revenu (traitement thermique T6) ont été effectués sur des échantillons de 200 x 99 x 40 mm³ en utilisant le protocole illustré dans la Figure 2. 2. Pour la trempe, les pièces ont été maintenues à 470°C pendant 3 heures. Cette étape de maintien avant la trempe, élimine les CR précédentes (Jeanmart et Bouvaist, 1985). Lors de l'immersion soudaine dans l'eau à 18 °C, une nouvelle distribution de CR sera obtenue. Durant cette étape, un système d'agitation automatique de l'eau a été utilisé afin de réduire le phénomène de caléfaction. Pour le revenu, les pièces ont été maintenues à 137 °C pendant 12 heures, puis refroidies à l'air.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

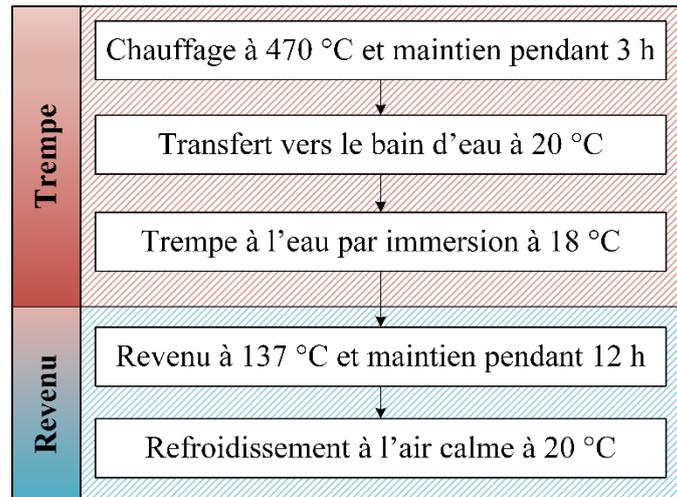


Figure 2.2 Protocole du processus de traitement thermique

2.2.2. Simulation du traitement thermique

❖ Calcul thermique

En supposant que les problèmes thermiques et mécaniques sont découplés (Jeanmart et Bouvaist, 1985), les Equations (6) thermiques représentant le problème du traitement thermique peuvent être écrites comme suit :

$$\begin{cases} \nabla(\lambda \nabla T) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \\ \dot{Q} = -h A \Delta T \end{cases} \quad (6)$$

Où λ est la conductivité thermique, ρ est la densité, C_p est la chaleur spécifique, \dot{Q} est le transfert de chaleur, h est le coefficient de convection, A est la surface et $\Delta T = (T_f - T_s)$ est la différence de température entre la surface solide T_s et le fluide environnant T_f . Les propriétés thermophysiques nécessaires tirées de la littérature (Jeanmart et Bouvaist, 1985; Greß, 2018), c'est-à-dire la chaleur spécifique, la conductivité thermique et la densité, dépendent de la température comme le montre la Figure 2.3. Ces données sont difficiles à trouver car elles sont généralement confidentielles pour les fournisseurs de matériaux.

La MEF a été utilisée pour résoudre ce problème. Le calcul du gradient thermique nécessite l'utilisation de petits éléments et incréments de temps réduits. La plaque a été maillée avec 31 920 éléments hexaédriques, raffinés sur les bords (0,625 x 0,625 x 0,156 mm). Les surfaces externes de la pièce simulée ont été soumises aux températures de 18 °C pendant la trempe et 20 °C pendant le revenu.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

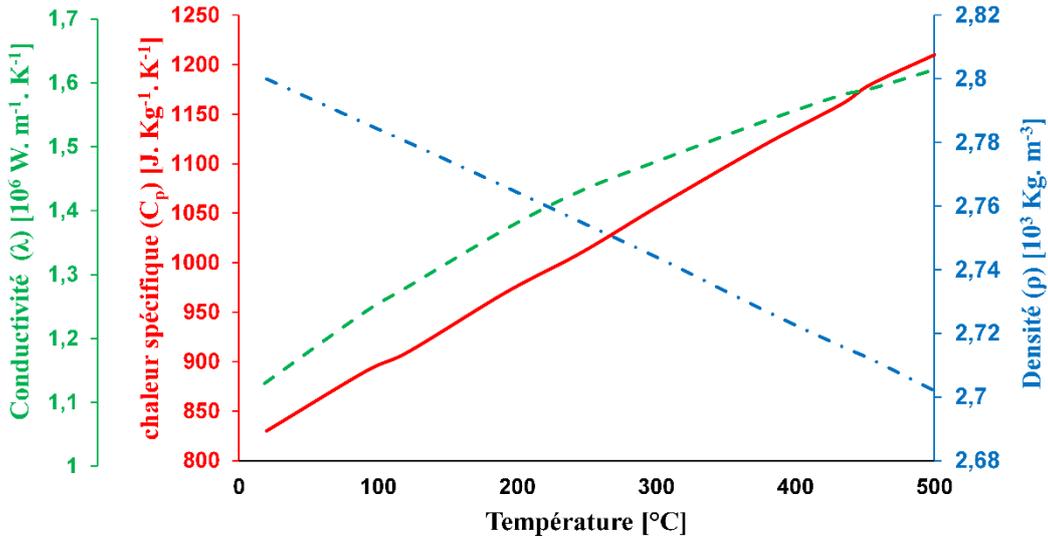


Figure 2.3 Conductivité thermique, chaleur spécifique et densité en fonction de la température pour l'alliage Al 7075 (Jeanmart et Bouvaist, 1985)

❖ Calcul mécanique

Lors des calculs mécaniques, le matériau est considéré comme isotrope et le comportement rhéologique du matériau est non visqueux car les taux de déformation sont ici assez faibles. Enfin, le même maillage a été utilisé que pour les calculs thermiques. L'Equation (7) constitutive du modèle est la suivante :

$$d\varepsilon_{ij}^t = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij}d\varepsilon_{th} \quad (7)$$

où $d\varepsilon_{ij}^t$ est l'incrément de déformation totale, $d\varepsilon_{ij}^e$ l'incrément de déformation élastique lié à l'incrément de contrainte par la loi de Hooke, $d\varepsilon_{th}$ est l'incrément de déformation thermique lié à l'incrément de température par le coefficient de dilatation thermique, α , par l'équation suivante : $d\varepsilon_{th} = \alpha dT$ et δ_{ij} est le symbole de Kronecker. L'évolution du coefficient de dilatation thermique est représentée sur la Figure 2.4.

$d\varepsilon_{ij}^p$ est l'incrément de déformation plastique défini par l'Equation (8) suivante :

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{d\varepsilon_e^p}{\sigma_e} \mathbf{S}_{ij} \quad (8)$$

où σ_e est la contrainte effective définie comme suit $\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S}_{ij} \mathbf{S}_{ij}}$, $d\varepsilon_e^p$ est la déformation plastique effective définie comme suit $d\varepsilon_e^p = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p}$ et \mathbf{S}_{ij} sont les composantes du tenseur déviateur des contraintes.

Un modèle thermomécanique à écrouissage isotrope a été utilisé pour modéliser la courbe de contrainte-déformation. Les propriétés mécaniques thermo-dépendantes sont présentées aux Figures 2.5 et 2.6, tirées de la littérature (Jeanmart et Bouvaist, 1985).

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

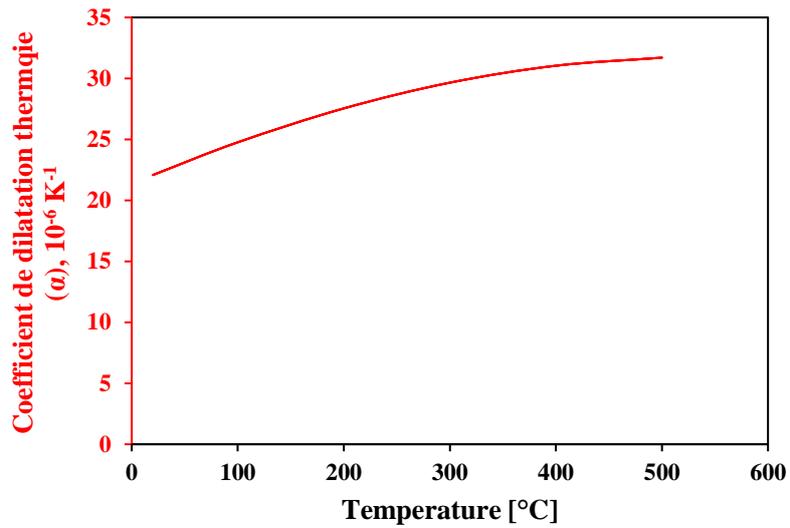


Figure 2.4 Coefficient de dilatation thermique en fonction de la température pour l'alliage d'aluminium Al 7075 (Jeanmart et Bouvaist, 1985)

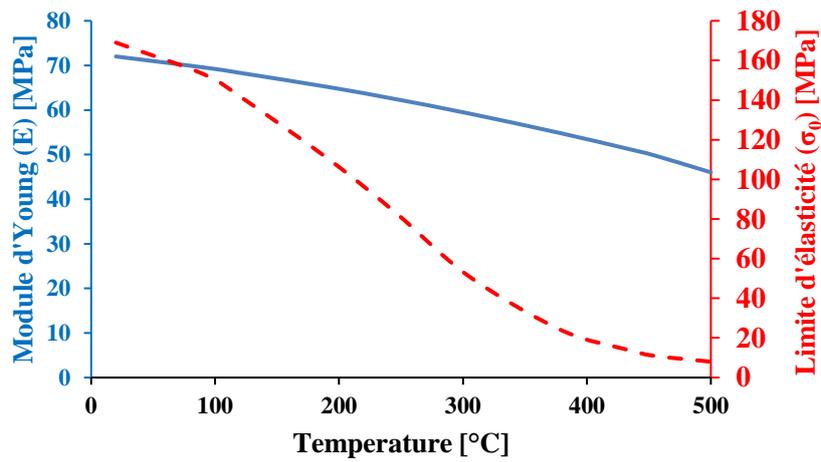


Figure 2.5 Module d'Young et limite d'élasticité pour l'alliage d'aluminium Al 7075 (Jeanmart et Bouvaist, 1985)

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

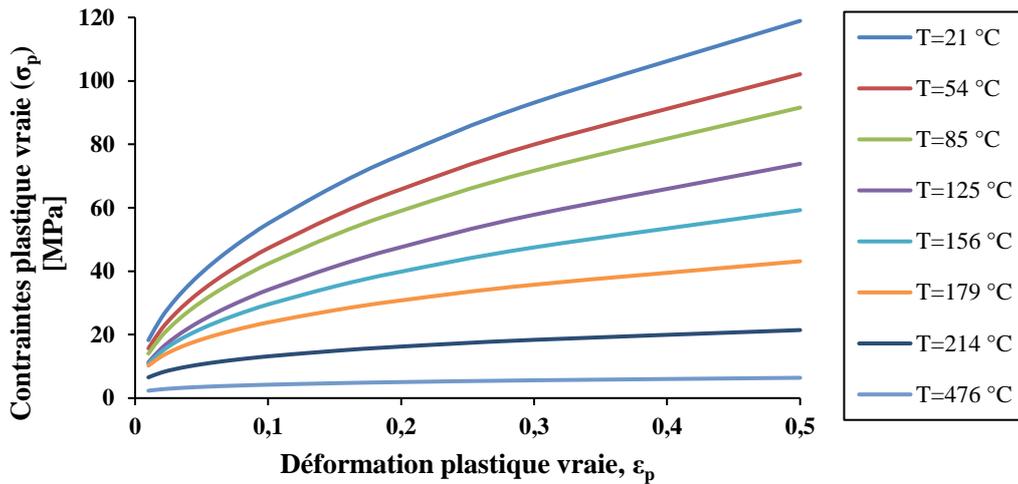


Figure 2.6 Courbes d'écrouissage pour l'alliage d'aluminium Al7075 (Jeanmart et Bouvaist., 1985)

2.2.3. Détermination expérimentale des coefficients de convection thermique

Pendant le traitement thermique, une plaque a été instrumentée avec des thermocouples pour mesurer la variation de la température. L'échantillon est un parallélépipède rectangle de $200 \times 99 \times 40 \text{ mm}^3$. Cinq trous de 1,2 mm de diamètre situés à 1,6 mm sous la surface et au centre de la pièce ont été percés par électroérosion à différents endroits de la plaque, comme le montre la Figure 2.7. Des thermocouples de type K ont été placés au fond de chaque trou. En maintenant la pièce dans le four, tous les thermocouples ont atteint les températures de consigne (470 °C pendant la trempe et 137 °C pendant le revenu). L'effet de l'épaisseur de la gaine et le temps de réponse du thermocouple ont été négligés.

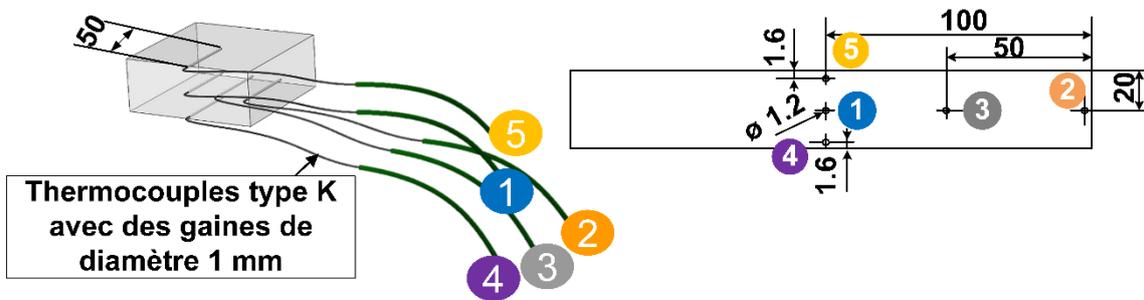


Figure 2.7 Emplacement des thermocouples dans la plaque instrumentée

La Figure 2.8 illustre l'évolution de la température mesurée par les thermocouples pendant le traitement thermique. Les courbes des 5 thermocouples sont superposés. En utilisant ces données expérimentales, la méthode inverse a été adoptée pour déterminer les coefficients de convection h avec l'air et l'eau.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

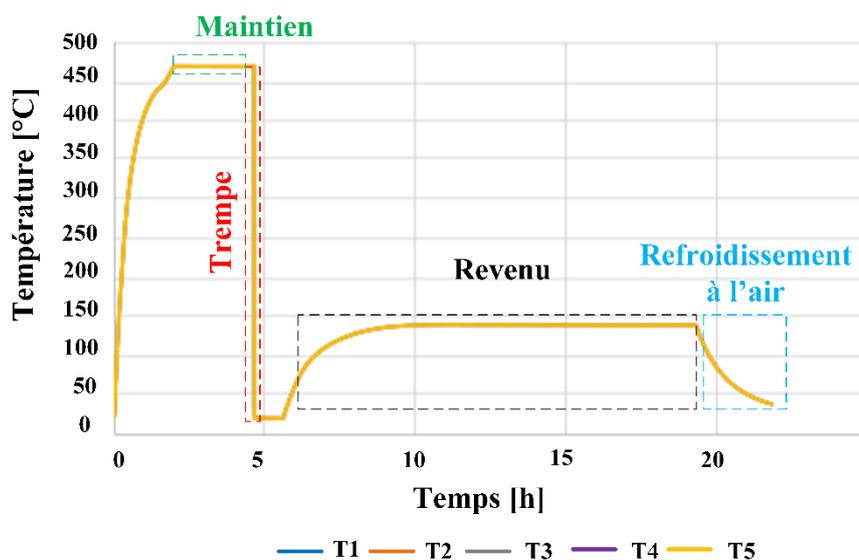


Figure 2.8 Evolution de la température pendant le traitement thermique T6

Le principe de la méthode inverse consiste à retrouver, à partir des mesures disponibles, les coefficients d'un modèle physique donné. Donc, la première étape est la réalisation des essais expérimentaux donnant les mesures et ensuite la modélisation du phénomène. La démarche passe par un ensemble d'approximations des paramètres cibles. Il y a deux méthodes pour résoudre ce problème : la première est la modélisation numérique qui est la plus utilisée et la deuxième est la résolution mathématique. La résolution mathématique est plus difficile à utiliser car les observations expérimentales ne suffisent pas à déterminer tous les paramètres du modèle, voire des problèmes non linéaires peuvent apparaître, c'est-à-dire que la modélisation peut s'approcher des observations en s'écartant des paramètres réels. Il est nécessaire donc d'ajouter des contraintes afin d'aboutir à une solution unique qui représente mieux la réalité physique.

Un algorithme d'optimisation a été utilisé, pour simplifier la détermination des paramètres à déterminer. La Figure 2.9 explique le principe de la méthode inverse qui peut être utilisée pour déterminer les deux coefficients de convection thermique avec l'eau et avec l'air. Un algorithme génétique (Barnier et Brisset., 1999) a été utilisé sous le logiciel FORGE[®]. Les différentes étapes de cet algorithme sont les suivantes :

- Générer aléatoirement un nombre de programmes écrits dans un langage approprié ;
- Evaluer ces programmes initiaux en utilisant une fonction de fitness ;
- Sélectionner les meilleurs individus ;
- Modifier aléatoirement les programmes restant : en les croisant par exemple ;
- Evaluer les programmes obtenus ;
- Répéter ce processus pour obtenir des solutions de plus en plus efficaces jusqu'à finalement résoudre le problème et obtenir un résultat acceptable ($\leq 10^{-3}$) ;

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

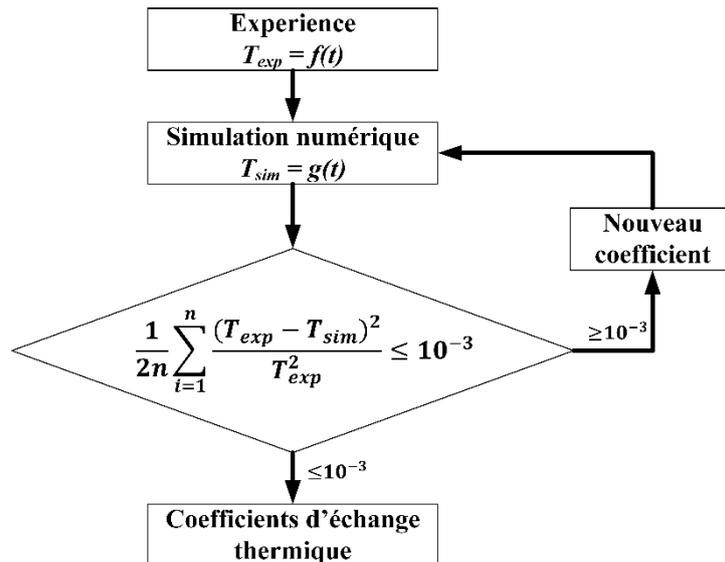


Figure 2.9 Organigramme pour la détermination des coefficients de convection thermique

À l'aide d'algorithmes génétiques, l'objectif est d'optimiser les coefficients de convection thermique en minimisant une fonction de coût. Cet algorithme génétique lance d'une manière itérative des simulations numériques afin d'optimiser ces coefficients.

❖ Émissivité

Pour les alliages d'aluminium, une valeur très faible de l'émissivité a été mesurée à une température de 470 °C qui sera utilisée dans les simulations suivantes. Cette valeur montre qu'il y a peu de rayonnement durant le traitement thermique.

❖ Coefficient de convection avec l'air

À partir de la variation de la température en fonction de temps durant le refroidissement à l'air calme de la pièce (phase de revenu), un algorithme génétique lance d'une manière itérative des simulations numériques afin d'optimiser ce coefficient de convection avec l'air. Le but est de minimiser l'écart entre les températures simulées et mesurées. L'optimisation a été réalisée sur le thermocouple T2 (cf. Figure 2.7) qui est proche de la surface. Ensuite, la validation de la distribution de la température dans différentes positions de la pièce a été effectuée par les informations des autres thermocouples (cf. Figure 2.12). Une valeur de 6.33 W. m⁻². K⁻¹ a été trouvée après 40 simulations numériques. La validation de cette valeur a été faite en comparant les températures simulées avec celles mesurées durant le refroidissement dans l'air comme il est montré à la Figure 2.10. L'erreur relative maximale est égale à 4 °C. Cette valeur ne représente que ≈ 3 % de la valeur d'échauffement maximal (470 °C durant la phase de la trempe). De ce fait, dans la suite de l'étude, les valeurs déterminées expérimentalement de l'émissivité et de la convection thermique avec l'air sont prises comme des données d'entrée pour la simulation numérique du refroidissement à l'air.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

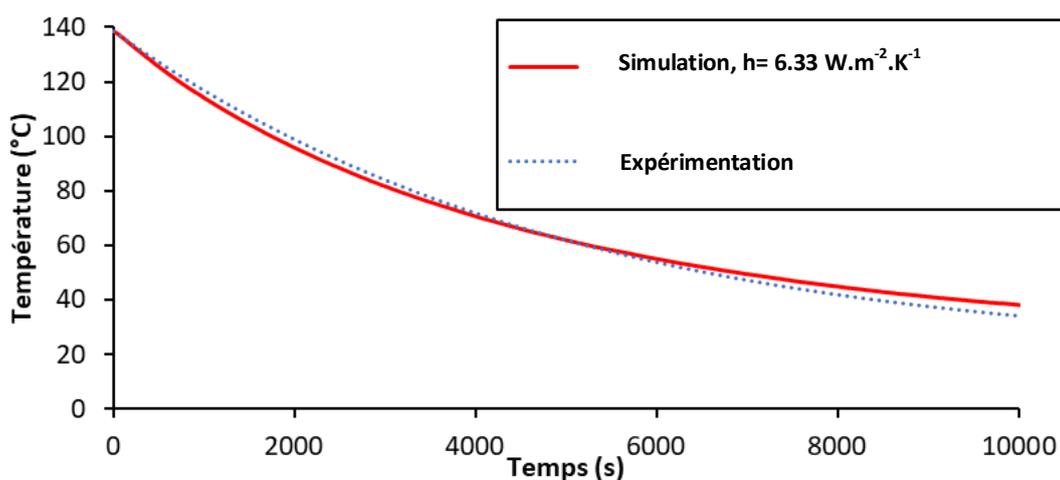


Figure 2.10 Courbes de refroidissement simulée et mesurée dans l'air (convection thermique avec l'air) sur le thermocouple T2

❖ Coefficient de convection avec l'eau

Comme dans le cas du revenu, la méthode inverse couplée à un algorithme d'optimisation a été utilisée pour déterminer les coefficients de convection thermique avec l'eau. Une stratégie a été adaptée en divisant toute la période de refroidissement dans l'eau en 10 sous-périodes (optimisation par morceaux). Le but est d'optimiser d'une façon itérative les sous-périodes afin de déterminer l'ensemble des coefficients. Le nombre total des simulations pour chaque sous-période est égale à 40 (10 générations et 4 individus). Au total pour toute la période de refroidissement dans l'eau, 400 simulations ont été effectuées pour déterminer tous les coefficients. La Figure 2.11 présente les résultats de l'algorithme d'optimisation.

La courbe du coefficient de convection thermique en fonction de la température met en évidence qu'il existe un phénomène physique de caléfaction au début de la trempe durant lequel la pièce est entourée d'une couche de vapeur qui limite l'échange thermique avec l'eau. Ensuite, la convection forcée, cette procédure fait augmenter le coefficient de convection jusqu'à atteindre une valeur maximale de $h = 10\,591 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ à $T = 250 \text{ }^\circ\text{C}$. Puis, ce coefficient de convection commence à diminuer jusqu'à atteindre une valeur de $h = 3584 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ à $T = 41 \text{ }^\circ\text{C}$. La température à proximité de la surface mesurée par le thermocouple T2 (cf. Figure 2.7) a été choisie comme température de référence pour l'optimisation car il est près de la surface, ce qui permet de déterminer directement les coefficients de convection avec le fluide extérieur. Les mêmes coefficients de convection ont été appliqués sur toutes les surfaces de la pièce en contact avec l'eau.

En utilisant ces valeurs des coefficients de convection thermique en fonction de la température, une simulation de la trempe de la pièce Al 7075-T6 a été réalisée. La Figure 2.11 montre les courbes simulées et mesurées de la température obtenue par les deux thermocouples T1 et T5 (cf. Figure 2.7) pendant le refroidissement, pour les dix sous-périodes pendant l'optimisation.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

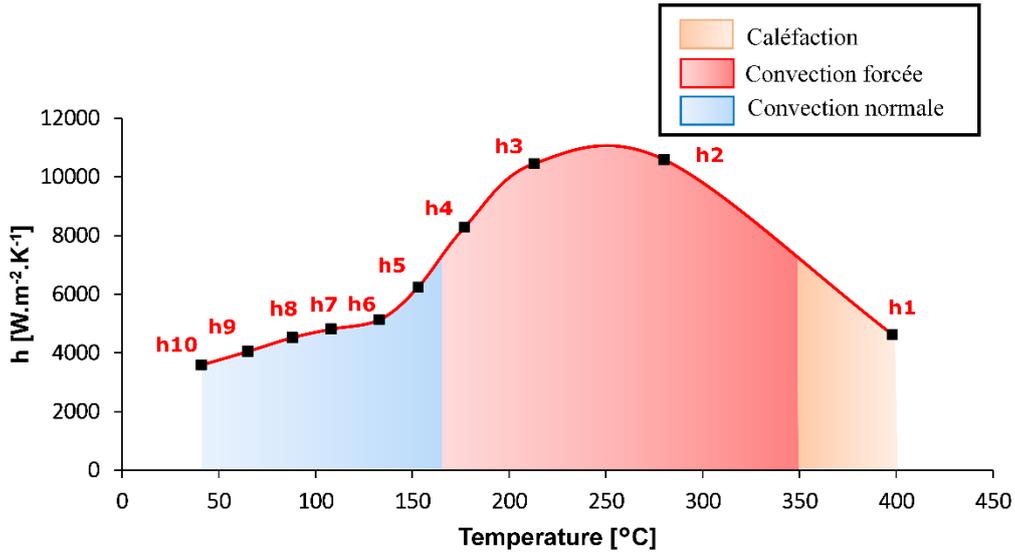


Figure 2.11 Evolution du coefficient de convection thermique avec l'eau en fonction de la température

La Figure 2.12 montre un bon accord entre les résultats expérimentaux et simulés. L'évolution de la température pendant la trempe est un point clé pour la génération de CR. Par conséquent, les valeurs du coefficient de convection thermique avec l'eau seront prises comme données d'entrée pour la simulation thermomécanique du traitement thermique. Les résultats expérimentaux montrent une chute soudaine de la température pendant le processus de trempe entre 12 s et 13 s du début de la trempe qui peut être expliquée comme suit. Le phénomène de caléfaction est dû à la couche de vapeur autour de la pièce, qui ralentit le refroidissement. A une température comprise entre 150 °C et 100 °C, cette couche disparaît et la pièce est alors en contact direct avec l'eau. Pour cette raison, le refroidissement devient rapide jusqu'à se stabiliser après seulement une seconde (Ba et al., 2021).

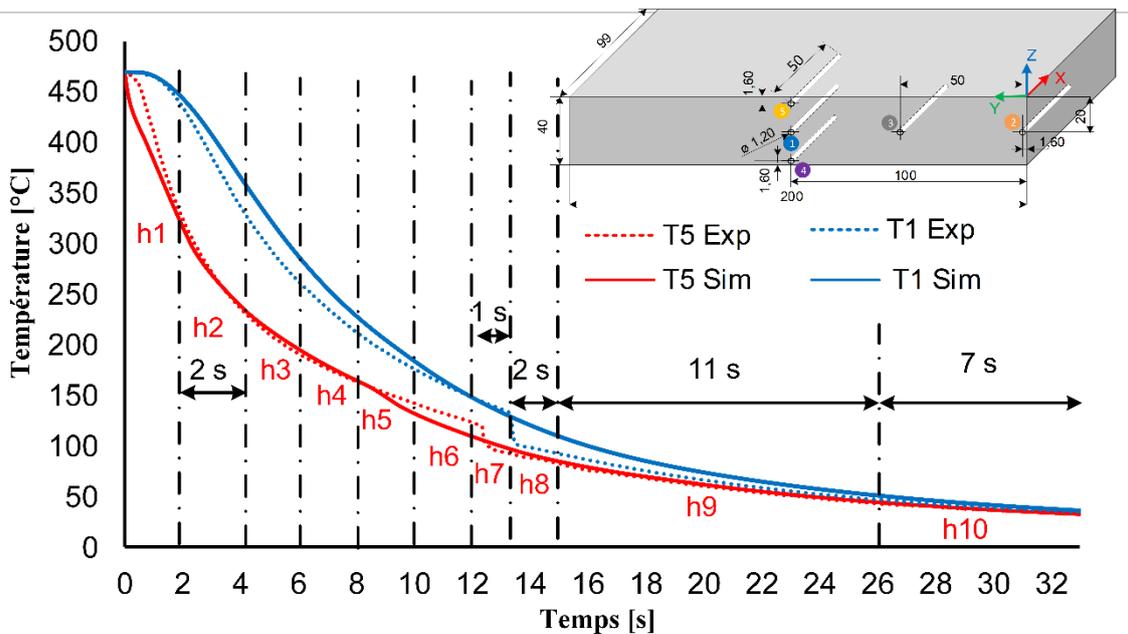


Figure 2.12 Courbes de refroidissement simulées et mesurées (convection thermique avec de l'eau)

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

Ces courbes comparatives entre la simulation avec les coefficients thermiques trouvés d'une part et les résultats expérimentaux permettent de valider la méthode inverse et la partie thermique de la simulation du traitement thermique. De plus, la courbe de refroidissement avec l'eau valide la stratégie adaptée en divisant toute la période de refroidissement dans l'eau en 10 sous-périodes. Cette stratégie permet de suivre les différents phénomènes thermiques durant le traitement thermique : caléfaction, convection forcée et convection normale. Il reste donc à valider la simulation du calcul mécanique du traitement thermique qui sera discuté dans la section suivante.

2.2.4. Distribution des CR simulées

Durant la phase de trempe, des CR et des déformations plastiques apparaissent à cause du gradient de température. En effet, au début de la trempe les surfaces extérieures (S) se refroidissent plus rapide que le cœur (C) de la pièce à cause du gradient de température (*cf.* Figure 2.13(a)). Les déformations thermiques de la surface et du cœur ici sont indépendantes d'où l'appellation de déformation « libre ». Dès que la contrainte en surface atteint la limite d'élasticité en traction, il y aura déformation plastique de la zone S. La contraction thermique « libre » de la surface est partiellement empêchée par la zone C. La surface est alors mise en traction et le cœur en compression (*cf.* Figure 2.13(b)). Les deux zones dans ce cas sont liées et les contraintes thermiques formant un système auto-équilibré. A la fin de la trempe, les deux zones sont refroidies et donc la pièce est libre de déformation (*cf.* Figure 2.13(c)). Mais réellement la pièce présente des contraintes de compression sur la surface et des contraintes de traction au cœur (*cf.* Figure 2.13(d)).

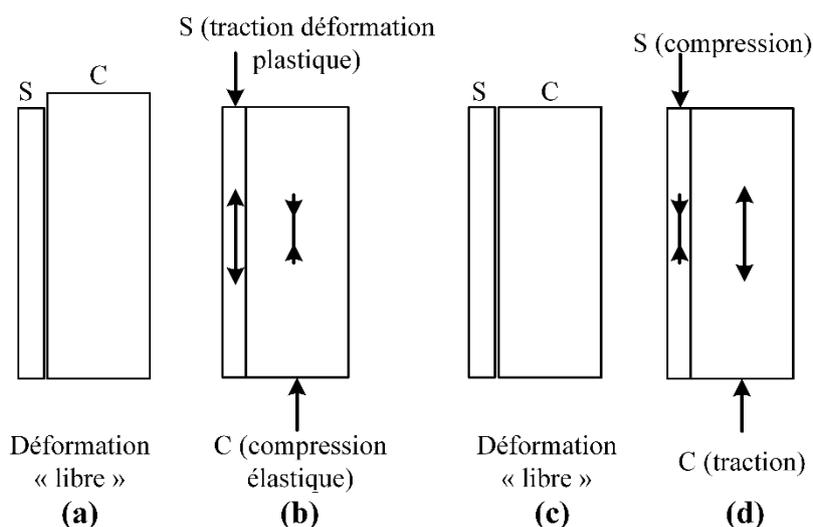


Figure 2.13 Création des CR lors du traitement thermique pour l'alliage d'aluminium 7075

Comme expliqué ci-dessus, et à cause du gradient de température la distribution finale des CR est non-uniforme. La Figure 2.14 illustre la distribution des CR de Von Mises de la pièce simulée dans des sections différentes et dans les trois directions.

La Figure 2.15 illustre les profils de CR simulés dans les trois directions σ_{xx} , σ_{yy} et σ_{zz} . D'après les profils simulés, des contraintes de compression ont été trouvées jusqu'à 8 mm de la surface. Ces contraintes sont de l'ordre de 150 MPa sur tous les bords. Tandis que des contraintes de traction de l'ordre de 180 MPa ont été trouvées au cœur de la pièce. La validation du profil de contraintes simulé sera discutée dans la section 3.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

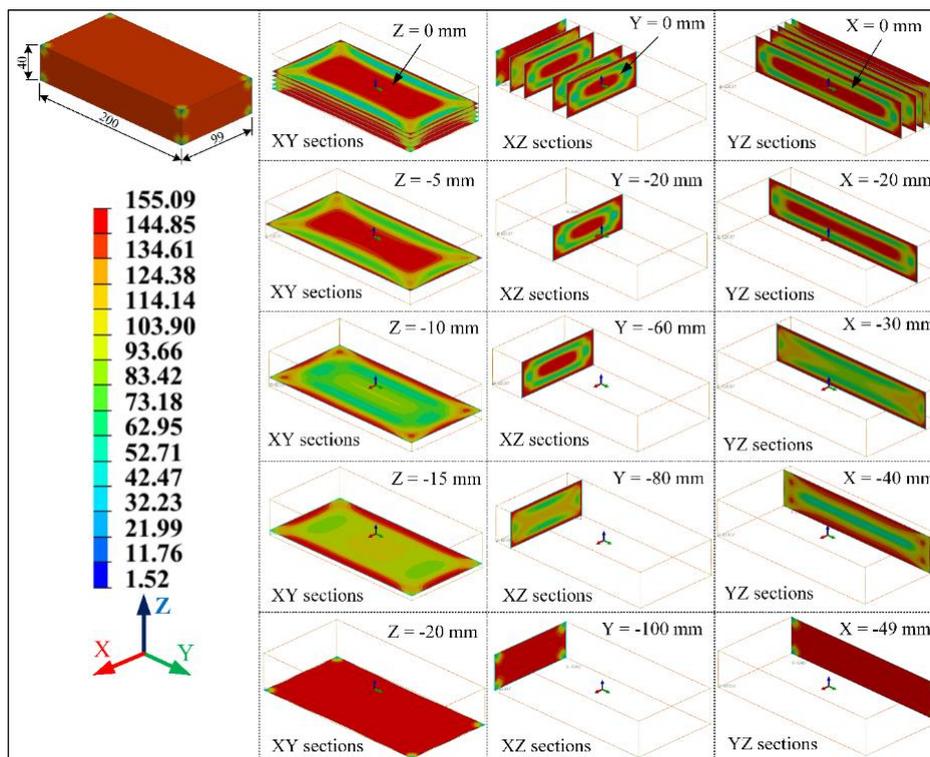


Figure 2.14 Distribution des contraintes de Von Mises dans la pièce simulée après traitement thermique

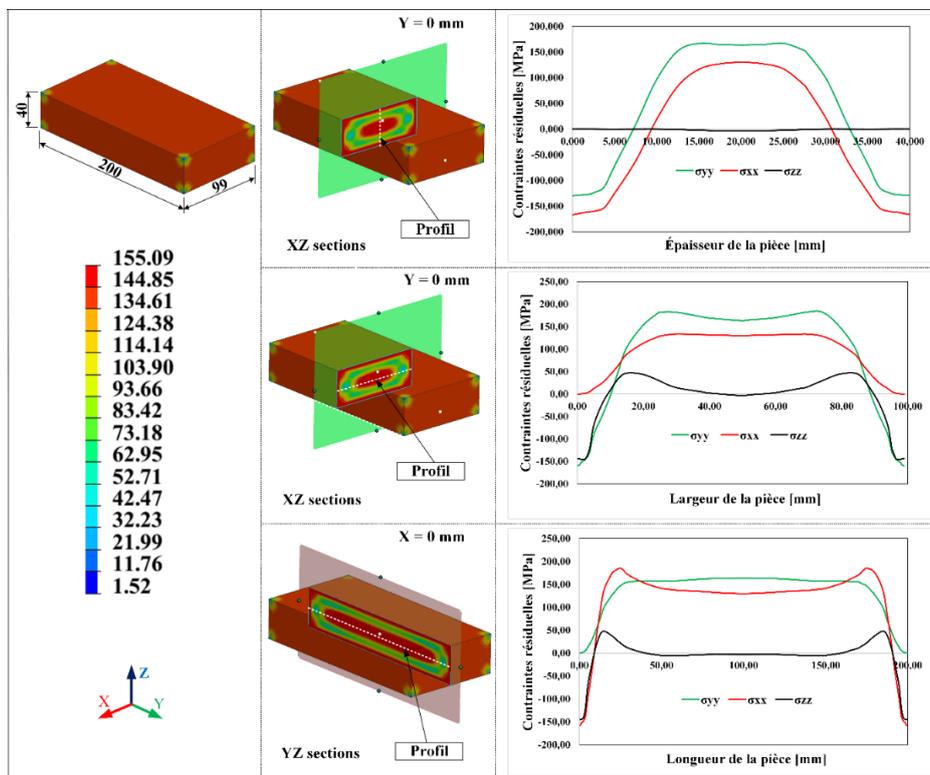


Figure 2.15 Profils de contraintes résiduelles de Von Mises dans la pièce simulée

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

3. Détermination expérimentale du champ de contraintes résiduelles

La plupart des méthodes de mesure des CR évaluent une seule direction de contrainte. Dans ce travail, la contrainte σ_{yy} a été déterminée sur toute l'épaisseur par la méthode du contour et la méthode de la flèche. Tandis que, σ_{xx} et σ_{yy} ont été déterminées par diffraction des rayons X sur une couche de 1 mm au-dessous de la surface.

3.1. La méthode de la flèche

3.1.1. Mesure par la méthode de la flèche

La méthode de la flèche a été employée aussi pour valider le profil de contrainte simulé σ_{yy} . L'usinage a été fait en utilisant une émulsion (8 % huile et 92 % eau) et les conditions de coupe illustrées dans le Tableau 2.2. Les couches ont été enlevées par fraisage en deux étapes : des épaulements d'usinage de 19 mm de largeur et de 2 mm d'épaisseur comme une étape de préparation, puis une étape du fraisage en surfaçage de 61 mm de largeur et de 2 mm d'épaisseur permettant d'enlever la totalité de la couche comme illustré sur la Figure 2.16. En effet, pour les alliages d'aluminium, la couche affectée par l'usinage est de l'ordre de 200 μm (Denkena et Leon, 2008). Par rapport à la couche enlevée (2 mm) et à l'épaisseur finale après usinage (20 mm), les effets de l'usinage sur les résultats de la déformation sont négligeables (Cherif et al., 2019).

Tableau 2.2 Conditions de coupe

Conditions de coupe	V_c (m/min)	f_z (mm/tr/dents)	Nb des dents	a_p (mm)	a_e (mm)
Surfaçage	400	0.15	4	2	61

En raison de la symétrie supposée de la contrainte résiduelle par rapport au plan médian, l'enlèvement du matériau jusqu'à la demi-épaisseur devrait être suffisant (Richter-Trummer et al., 2013). Dix couches de 2 mm d'épaisseur ont donc été enlevées. Afin de s'assurer de la bonne planéité de la pièce après le serrage de la pièce de la passe suivante (étape $i + 1$), des mesures avec un comparateur ont été effectuées. Une valeur inférieure à $\pm 0,05$ mm a été garantie pour chaque étape.

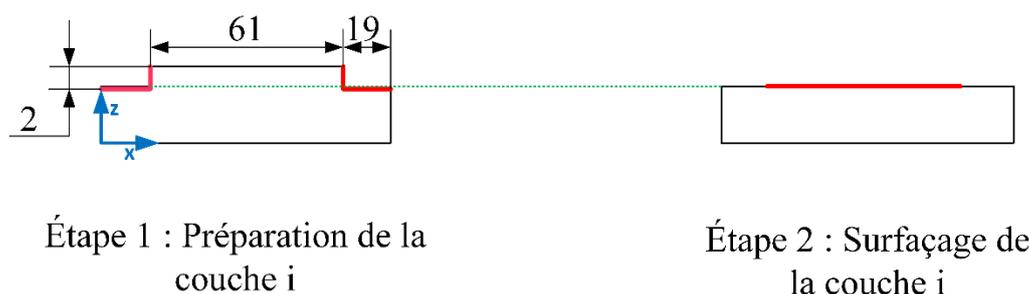


Figure 2.16 Procédure d'enlèvement des couches

Après chaque passe enlevée (préparation + surfaçage), la pièce a été débridée et la flèche de la ligne médiane de la surface usinée a été mesurée avec une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) comme le montre la Figure 2.17. Plusieurs points sur deux lignes à ± 5 mm de la ligne médiane ont été mesurées avec la MMT pour calculer un écart type des valeurs de déformations.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

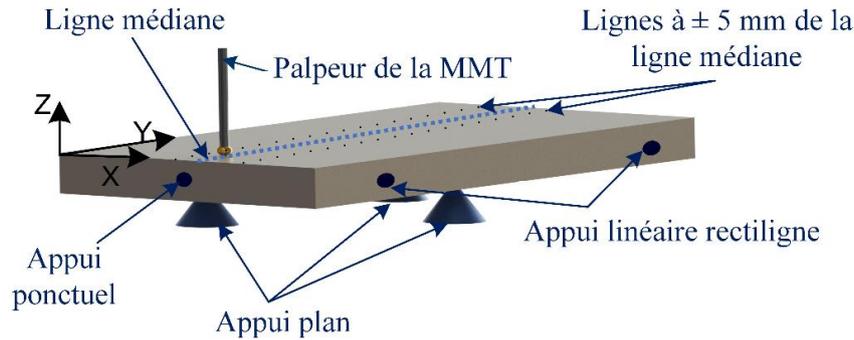


Figure 2.17 Positionnement et mesure sur MMT

La Figure 2.18 présente les mesures de la déformation au long de la ligne médiane avec la MMT après chaque couche enlevée (préparation + surfacage) et après débridage.

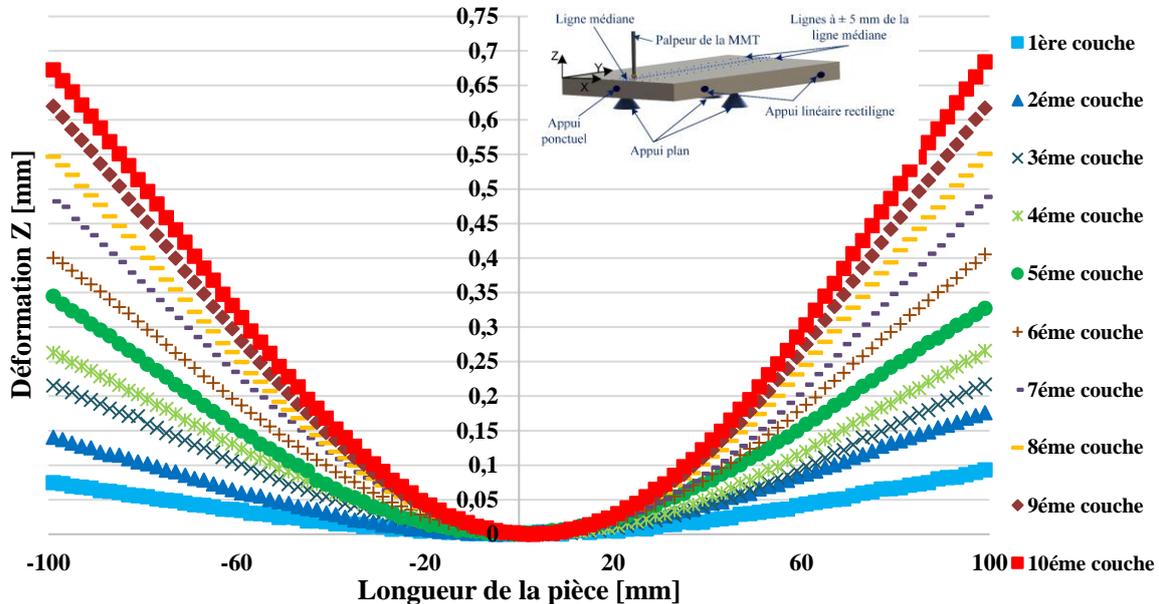


Figure 2.18 Flèches mesurées dans le plan médian suivant l'axe Y

A partir de ces mesures, une interpolation circulaire a été utilisée afin de calculer les rayons de la flèche. Une valeur moyenne a été déterminée à partir des rayons de flèche mesurés à l'aide de l'Equation (2) de chapitre 1 section 4.1.3. Le même calcul a été fait pour les deux autres flèches mesurées à ± 5 mm de la ligne médiane, ce qui permet d'obtenir une valeur moyenne et un écart type des contraintes dans la couche enlevée comme le montre la Figure 2.19.

Les résultats montrent les mêmes tendances que les résultats de la méthode du contour et les résultats simulés. En effet, les CR sont de compression jusqu'à 7 mm au-dessous de la surface, puis de type traction jusqu'au centre de la plaque. A la surface, une contrainte de -165 ± 10 MPa a été mesurée, alors qu'une contrainte de traction de 87 MPa au centre. Cette méthode permet de calculer les CR moyennes de toute la couche enlevée. Néanmoins, après le traitement thermique, la distribution des CR dans la pièce n'est pas uniforme en raison du gradient de température pendant la trempe. Ce phénomène ne peut pas être étudié avec cette méthode car elle ne permet qu'une détermination de la valeur moyenne

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

des contraintes dans la couche enlevée. Cette méthode sera utilisée pour valider l'ensemble des procédés de fabrication simulé : traitement thermique et usinage.

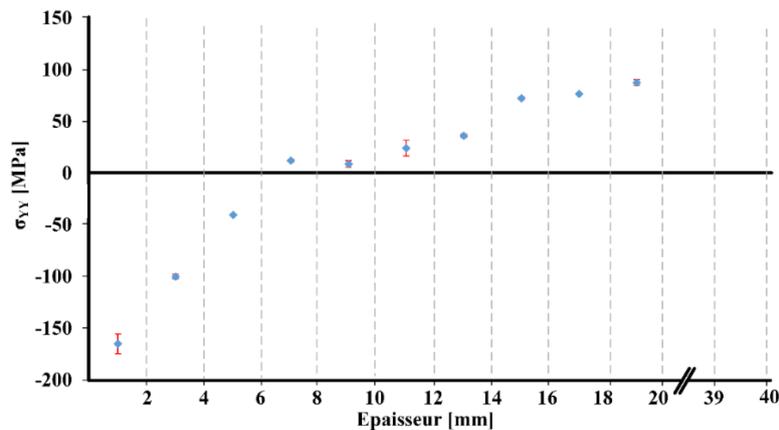


Figure 2.19 σ_{yy} déterminée par la méthode de la flèche à travers la mi- épaisseur

3.1.2. Simulation de la méthode de la flèche

Après la simulation du traitement thermique sur la plaque d'aluminium, la méthode de la flèche a été modélisée et simulée à l'aide du logiciel SYSWELD®. La modélisation de l'enlèvement massif a été adoptée pour prédire la déformation (Ma al., 2010). Après avoir enlevé les éléments correspondant à la couche, les CR sont rééquilibrées au niveau de la surface usinée. Un modèle qui prend en compte les déformations des couches précédentes (effets de séquence) et des CR initiales a été développé. Ce modèle sera expliqué au chapitre 3. Dix simulations (correspondant à 10 couches enlevées) ont été réalisées avec la même méthodologie expérimentale (étape de préparation et étape de surfacage). Les huit points de serrage sont modélisés par des pressions dans la direction Z correspondant à une force de 20 kN.

Le modèle a été construit avec des éléments hexaédriques de taille $5 \times 5 \times 0,5 \text{ mm}^3$ raffinés sur la zone de serrage ($2,5 \times 2,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$). Pendant le serrage, la surface inférieure de la pièce a été considérée comme encastree (des nœuds qui représentent la table de la machine-outil ont été bloqués dans les trois directions) avec les huit supports de serrage sur la surface supérieure qui assurent le maintien en position de la pièce. Après débridage, et pour assurer un maintien isostatique de la pièce, un nœud N1 a été bloqué dans les trois directions X, Y et Z, un nœud N2 a été bloqué dans deux directions X et Z, et un nœud N3 a été bloqué dans la direction Z comme le montre la Figure 2.20.

Comme deux maillages différents sont utilisés pour le traitement thermique et pour l'enlèvement de matière, il est nécessaire, avant la première étape d'enlèvement de matière, de projeter le champ de contrainte simulé obtenu d'un maillage à l'autre. Pour ce faire, nous utilisons l'approche proposée par (Duranton et al., 2004). Cette méthode consiste à transférer les quantités physiques directement depuis et vers les points de Gauss. En cas de raffinement du maillage, tous les points de Gauss d'un élément prennent la valeur du point de Gauss appartenant à l'élément source le plus proche. Lors du grossissement du maillage, il existe deux possibilités : la valeur attribuée au point de Gauss cible est égale soit à la valeur du point de Gauss le plus proche du maillage source, soit à la valeur moyenne des points de Gauss de l'élément source le plus proche. Après chaque couche, les flèches ont été mesurées sur la ligne médiane des pièces simulées dans la direction Y et ensuite les CR ont été calculées en utilisant l'Equation (2) du chapitre 1 section 4.1.3.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

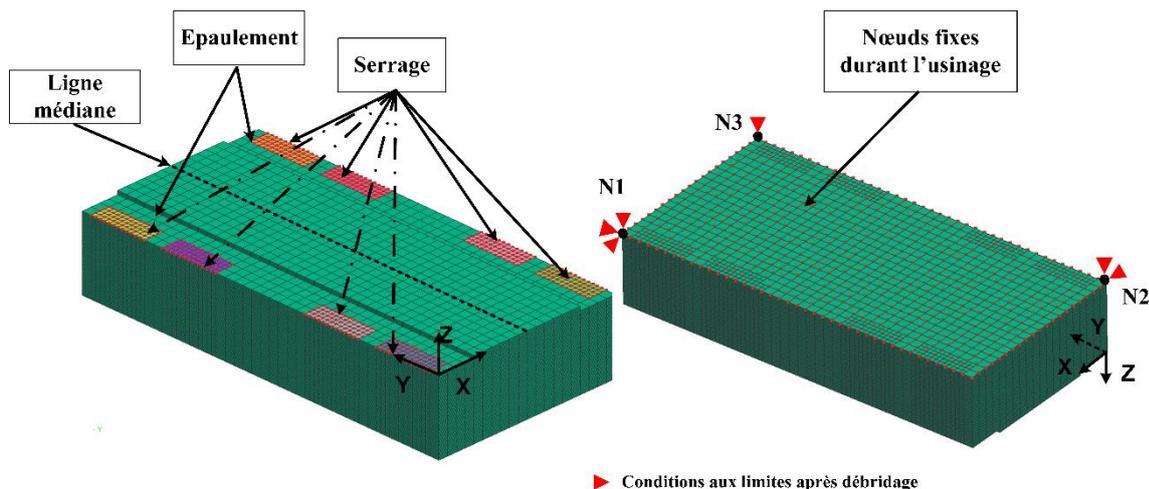


Figure 1.20 Maillage et conditions aux limites pour simuler la méthode de la flèche

Une comparaison entre les flèches mesurées et simulées des pièces déformées a été effectuée après chaque passage. La Figure 2.21 montre la flèche de la ligne médiane après l'enlèvement de la cinquième couche (les autres couches ont les mêmes tendances). Cette Figure 2.21 prouve que le modèle d'usinage est capable de prédire les résultats de la déformation avec une erreur de 9% entre les deux flèches. Elle démontre également que les CR simulées par le TTh donnent des déformations proches de celles de la pièce réelle.

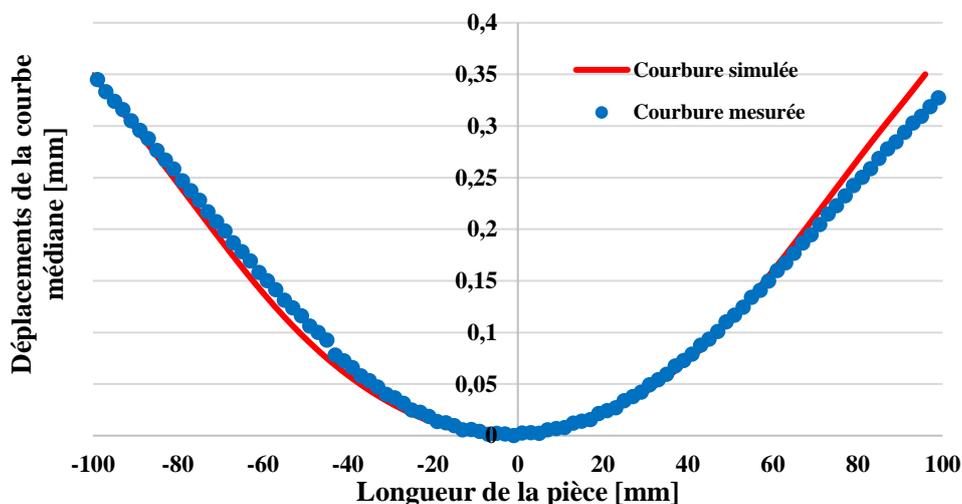


Figure 1.21 Flèche de la ligne médiane après l'enlèvement de la cinquième couche (50 % de matière enlevée)

Sur la base de ces valeurs de flèche, les CR peuvent être calculées en utilisant l'Equation (2) du chapitre 1 section 4.1.3. La Figure 2.22 montre les CR expérimentales et simulées obtenues avec la méthode de la flèche. Les résultats montrent les mêmes tendances pour les deux cas. En effet, les CR sont en compression jusqu'à 7 mm de la surface, puis en traction jusqu'au centre de la plaque. À la surface, une contrainte de -165 ± 10 MPa a été mesurée, alors qu'une contrainte de -231 MPa a été simulée, ce qui donne un pourcentage d'erreur de ≈ 29 %. Pour la première couche enlevée, la déformation est faible, ce qui conduit à une valeur élevée des rayons de flèche. D'après l'équation de calcul de contraintes, la faible variation de la valeur élevée de la flèche entraîne une grande différence

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

dans la contrainte résiduelle calculée, ce qui explique la différence entre les CR mesurées et simulées dans la première couche. Bien qu'en termes de déformation, l'écart entre les flèches simulées et mesurées est de 0,04 mm. Cette divergence de résultats démontre que la méthode de la flèche est peu précise près de la surface. Pour cette raison les mesures avec la méthode DRX vont enrichir ces mesures près de la surface. Une contrainte de traction de 87 MPa a également été mesurée au centre tandis qu'une contrainte de 78 MPa a été simulée, ce qui donne un pourcentage d'erreur de $\approx 10\%$.

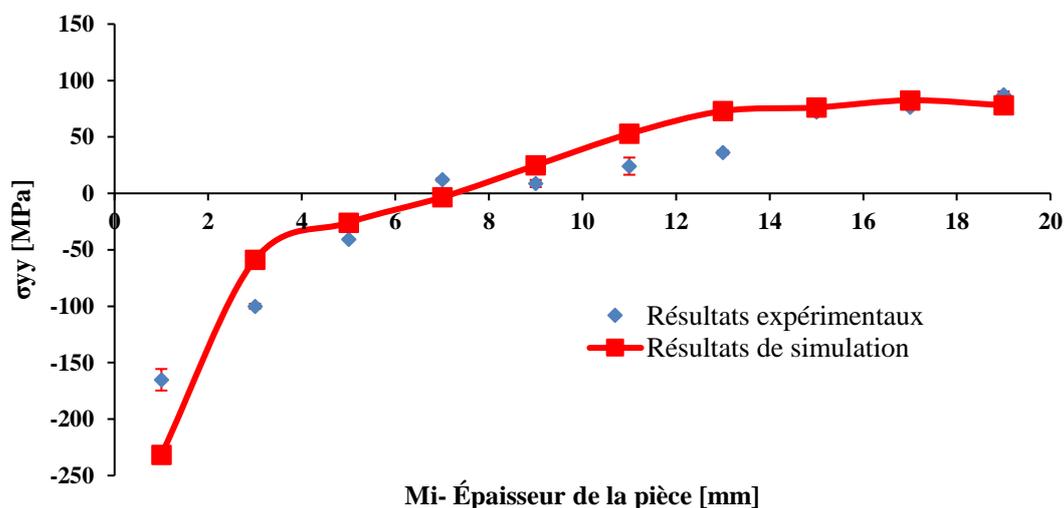


Figure 1.22 Profils de CR simulés et mesurés par la méthode de la flèche

Cette méthode permet de calculer les CR moyennes de toute la couche enlevée. Néanmoins, après le traitement thermique, la distribution des CR dans la pièce n'est pas uniforme en raison du gradient de température pendant la trempe. Ce phénomène ne peut pas être étudié avec cette méthode car elle ne mesure que les CR sur la profondeur de la pièce. Pour cette raison, la méthode du contour a été également réalisée.

3.2. Méthode du contour

La méthode du contour permet de mesurer la contrainte résiduelle normale à la surface de coupe. La première étape de cette méthode est de faire découper la pièce en deux morceaux par électroérosion pour éviter au mieux les contraintes générées par cette technique et protéger les surfaces découpées. La découpe par électroérosion a été faite en utilisant un fil de laiton de diamètre de 0.25 mm et une vitesse de coupe de 0.5 mm/min. Ces conditions sont issues des travaux faits par (Hosseinzadeh et al., 2014) et (Liu et Yi., 2013) sur la méthode du contour pour les alliages d'aluminium. Pendant la coupe, la pièce a été serrée sur deux côtés pour éviter la recoupe de la surface coupée qui engendrerait la destruction des déformations dues à la libération des CR. La Figure 2.23 montre un schéma explicatif de la procédure de découpe et les deux morceaux obtenus.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

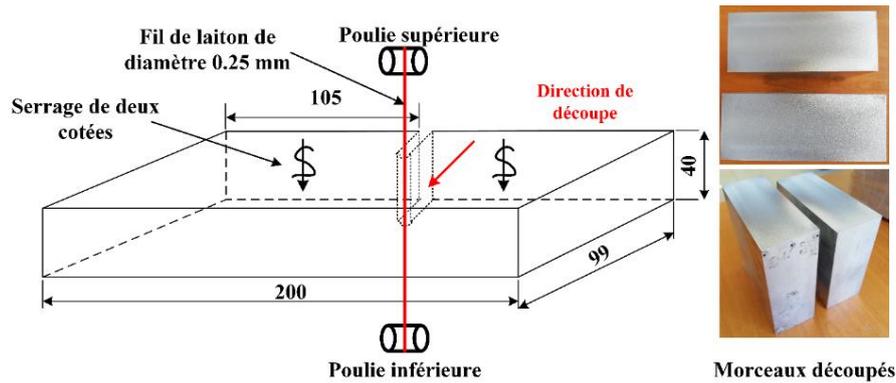


Figure 2.23 Procédure de découpe

La déformation des deux surfaces découpées a été mesurée à l'aide d'un scanner 3D GOM. La Figure 2.24 présente les mesures des deux surfaces ainsi que les deux périmètres. Une étape de nettoyage des points hors périmètre a été faite (points rouges Figure 2. 24(1)). Ensuite le coté A a été considéré comme référence alors que le coté B a été renversé pour être aligné avec la référence (Figure 2. 24(2)). Puis, un ajustement numérique de la surface a été effectué à l'aide d'un script Python (Roy et al., 2020) pour lisser les données et imposer les conditions aux limites de l'analyse par éléments finis (EF) (Figure 2. 24(3)). Après cela, un prétraitement EF a été effectué, dans lequel un calcul élastique a été réalisé avec un maillage quadrilatères à 8 nœuds. Un maintien isostatique de la pièce a été défini en utilisant un script ABAQUS CAE (Roy et al., 2020) comme le montre Figure 2. 24(4). Enfin, l'étape de post-traitement (Figure 2. 24(5)), dans laquelle les résultats des CR aux nœuds, ont été obtenus.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

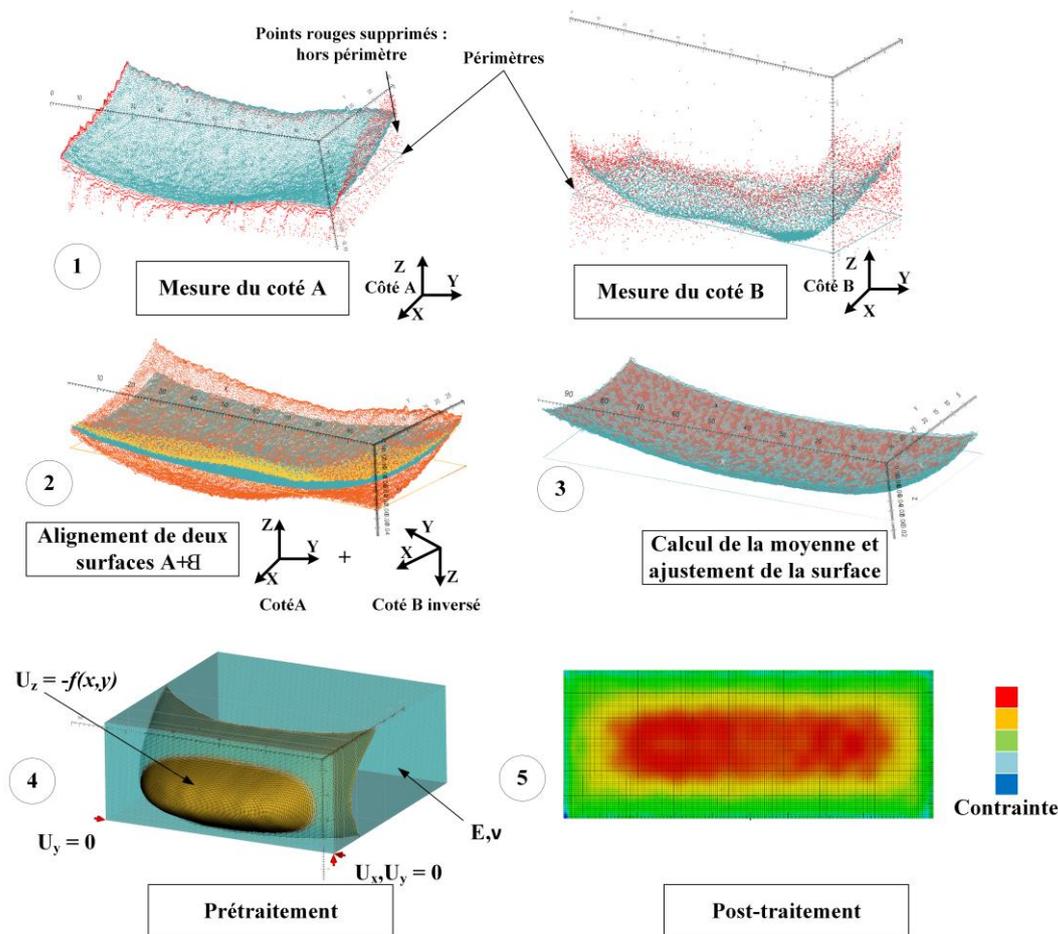


Figure 2.24 Processus de la méthode du contour à l'aide d'un script Python

La Figure 2.25(a) illustre la carte simulée des CR induites par le traitement thermique alors que la Figure 2.25(b) illustre les contraintes σ_{yy} mesurées par la méthode du contour. Les deux résultats montrent bien que les CR induites par le traitement thermique ne sont pas uniformes. En effet, les CR sont de compression jusqu'à 8 mm de la surface, puis de traction jusqu'au centre. Elle montre également que les CR induites sont symétriques par rapport au plan médian puisque les mêmes conditions thermiques limites ont été utilisées sur toutes les surfaces de la pièce. Ces résultats de distribution de contraintes σ_{yy} illustrent bien que le modèle du traitement thermique est capable de représenter la distribution des contraintes dans la pièce réelle. L'échelle des valeurs de contrainte a été choisie en fonction des contraintes mesurées par la méthode du contour. En raison de défauts de découpe près des bords, des valeurs de contraintes de l'ordre de -469 MPa (points bleus sur la Figure 2.25(b)) ont été mesurées près de la surface. Pour cette raison, ces valeurs seront vérifiées par des mesures avec la méthode DRX près de la surface.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

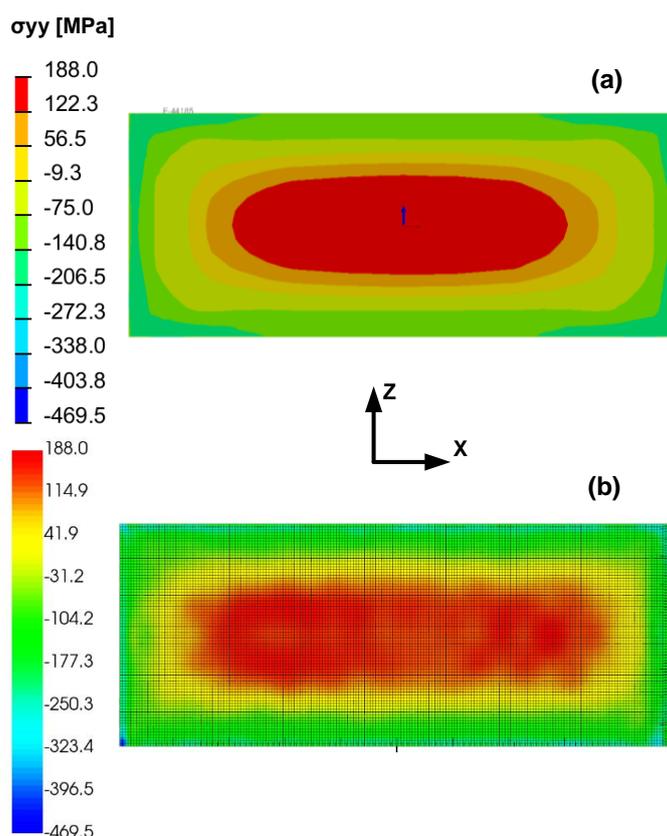


Figure 2.25 Distribution de la contrainte résiduelle σ_{yy} dans la section transversale obtenue par (a) simulation numérique du traitement thermique ; (b) méthode du contour

La Figure 2.26(a) montre que les résultats obtenus par la méthode du contour et ceux obtenus par simulation numérique sont similaires. Le profil à 25 mm de la surface dans la direction X à travers l'épaisseur de la pièce a été étudié. La Figure 2. 26(b) illustre le profil des CR au niveau du plan médian de la section transversale sur la largeur de la plaque. Au centre de la pièce, une valeur de $\sigma_{yy} = 177 \pm 12$ MPa de CR de traction a été simulée par rapport à $\sigma_{yy} = 137 \pm 18$ MPa mesurée par la méthode du contour. Près de la surface, une valeur de $\sigma_{yy} \approx 151 \pm 12$ MPa de CR de compression a été simulée par rapport à $\sigma_{yy} = -187 \pm 32$ MPa mesurée par la méthode du contour. Cela démontre que le modèle de traitement thermique représente bien la distribution réelle des CR sur les plaques. Cependant, une divergence de 35 % existe entre les résultats de la simulation et les résultats de la méthode du contour près de la surface. Ainsi, une divergence de ≈ 31 % est constatée entre les résultats simulés et expérimentaux au centre de la pièce. Cet écart est dû au modèle de traitement thermique. En effet, les propriétés thermiques et mécaniques issues de la littérature peuvent ne pas être exactes ou égales à celles de la pièce réelle. Pour cette raison, une optimisation de ce champ de contrainte simulé basée sur une étude de sensibilité et d'incertitude est effectuée au chapitre 3.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

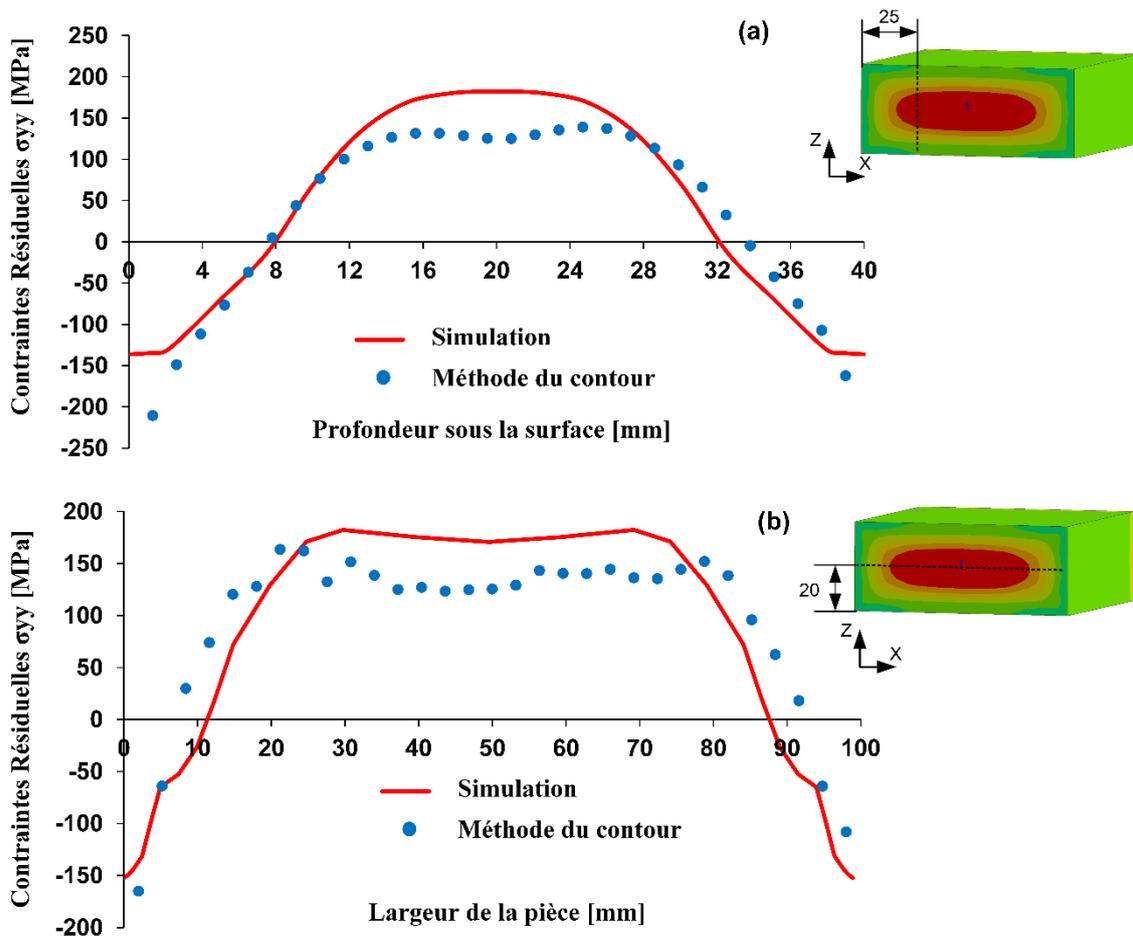


Figure 2.26 Comparaison des profils de contrainte résiduelle entre la méthode du contour et la simulation du traitement thermique ; (a) Le profil de contrainte résiduelle σ_{yy} à 25 mm de la surface dans la direction X à travers l'épaisseur de la pièce ; (b) Le profil de contrainte résiduelle σ_{yy} de la ligne médiane de la section transversale à travers la largeur de la plaque

Les deux méthodes de mesure destructives des contraintes discutées ci-dessus ne peuvent pas donner de valeurs précises des contraintes près de la surface. C'est pourquoi des mesures obtenues par la méthode de diffraction des rayons X (DRX) ont été utilisées pour valider le profil de contrainte simulé et compléter le profil de CR déterminé près de la surface.

3.3. Mesure par diffraction de rayon X (DRX)

Les mesures de CR ont été réalisées au Laboratoire LEM3 de l'ENSAM (Metz) sur une pièce de dimension $100 \times 75 \times 40 \text{ mm}^3$ découpée dans une plaque traitée thermiquement. La Figure 2.27(a) montre les dimensions de la pièce, la position de la pièce découpée dans la plaque mère et le diffractomètre de PROTO iXRD utilisé dans la détermination des CR. Les mesures de CR sont effectuées suivant la technique des $\sin^2\psi$ (norme NF EN 15305). Les conditions de diffraction sont les suivantes : tube de rayons X de longueur d'onde $K\alpha(\text{Cr}) = 2,2897 \text{ \AA}$, 13 positions ψ , plans $\{311\}$ de la phase considérée. Pour des raisons techniques, un cylindre de diamètre 10 mm a été découpé par électroérosion pour la mesure DRX comme le montre la Figure 2.27(b).

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

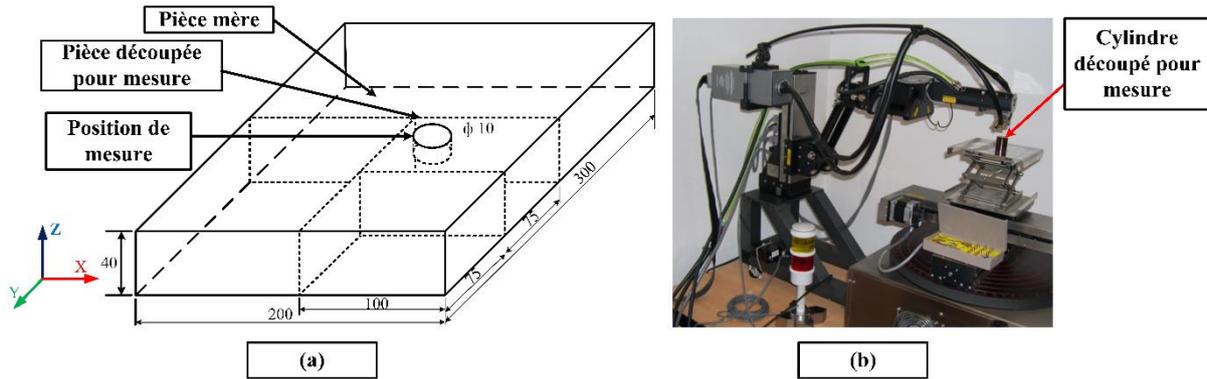


Figure 2.27 Mesure DRX : (a) position de mesure dans la pièce mère ; (b) diffractomètre utilisé pour la mesure

La mesure a été faite en profondeur dans les directions X et Y jusqu'à 1 mm de la surface comme le montre la Figure 2.28. Les mesures DRX sur une profondeur de 1 mm dans les directions X et Y montrent que les contraintes sur la surface sont ≈ -150 MPa. Les contraintes varient entre -90 MPa et -155 MPa de la surface jusqu'à 1 mm de la surface. Ces résultats sont plus proches des résultats simulés près de la surface qui sont de l'ordre de -150 MPa. Les résultats de la méthode DRX montrent qu'il y a une oscillation des contraintes dans les deux directions. Cette oscillation est peut-être due à l'hétérogénéité du matériau en raison du laminage.

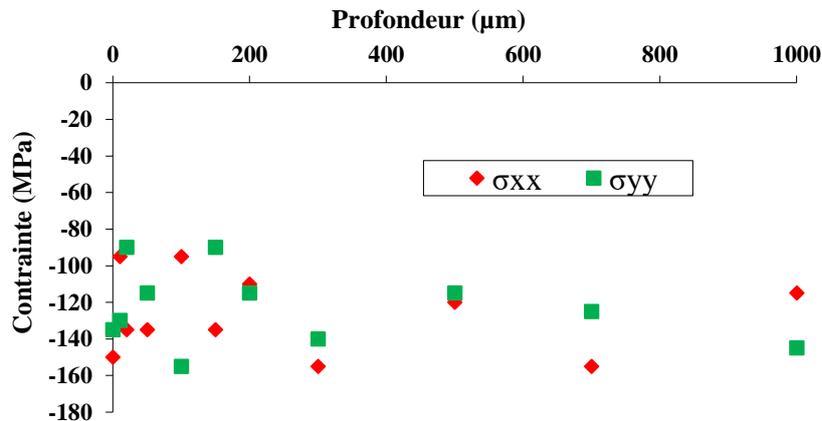


Figure 2.28 Mesure de CR près de la surface avec la méthode DRX

Ces résultats expérimentaux vont à la fois valider le profil de contraintes simulé près de la surface et compléter le profil de contrainte mesuré par la méthode du contour et la méthode de la flèche. D'après ces résultats, les contraintes dans les deux directions sur la surface issue du traitement thermique sont de l'ordre -150 MPa. Les résultats finaux du champ de contraintes mesurés par les trois méthodes expérimentales : méthode de DRX près de la surface, méthode du contour et méthode de la flèche sur toute l'épaisseur de la plaque sont comparées à la simulation comme le montre la Figure 2.29.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

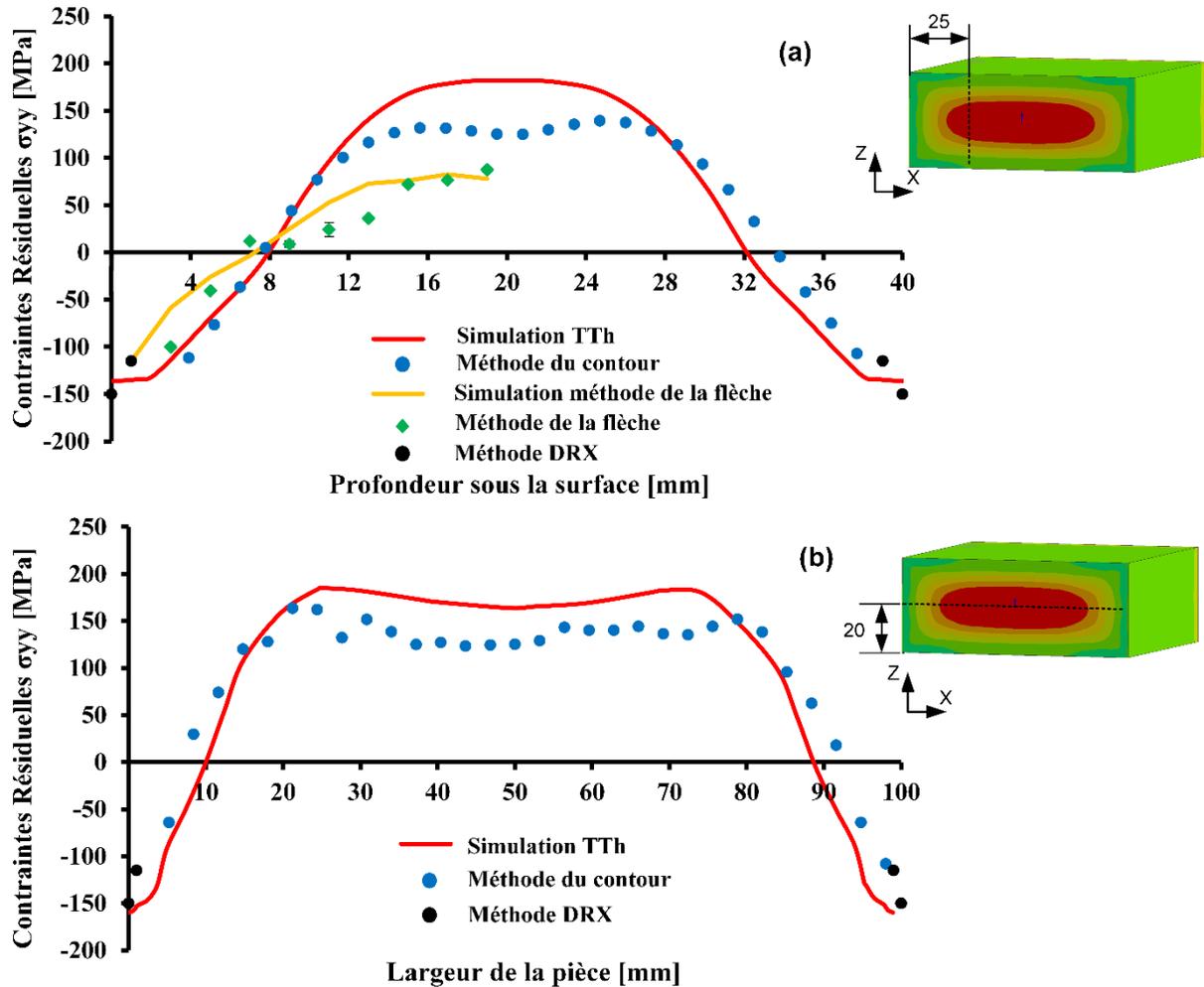


Figure 2.29 Comparaison des profils des CR entre la méthode du contour, la méthode de la flèche, la méthode de DRX et la simulation du traitement thermique ; (a) Le profil de contrainte résiduelle σ_{yy} à 25 mm de la surface dans la direction X à travers l'épaisseur de la pièce ; (b) Le profil de contrainte résiduelle σ_{yy} de la ligne médiane de la section transversale à travers la largeur de la plaque

La Figure 2.29 montre que les résultats numériques concordent bien avec les résultats de la méthode DRX près de la surface. Cependant, la méthode DRX ne peut pas être utilisée pour mesurer les contraintes sur toute l'épaisseur pour des raisons techniques et économiques. Par conséquent, les résultats de la méthode du contour et de la méthode de la flèche sont utilisés pour valider le champ de contraintes dans la pièce. Il est intéressant de noter que les résultats de la méthode du contour sont plus pertinents que ceux de la méthode de la flèche.

3.4. Contraintes résiduelles induites par l'usinage

Afin d'étudier l'effet des CR induites par l'usinage sur la déformation de la pièce, des essais correspondant à la mesure des CR ont été réalisés. Ces mesures ont été faites pour déterminer l'épaisseur de la couche superficielle affectée par ces CR, puis l'enlèvement de cette couche par attaque chimique. Ensuite, les déformations de la pièce avant et après l'enlèvement de cette couche seront comparées.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

Les CR induites par l'usinage ont été mesurées avec la méthode de diffraction des rayons-X (DRX) sur une pièce de dimension $100 \times 75 \times 40 \text{ mm}^3$. Cette pièce a été usinée avec les mêmes conditions de coupe que la pièce #2 (section 2.2 du chapitre 4) utilisée dans l'étude de la déformation. Les mesures des CR ont été faites jusqu'à $200 \mu\text{m}$ au-dessous de la surface usinée comme le montre la Figure 2.30. Les résultats montrent que des CR dans les directions X et Y sont en compression jusqu'à $50\text{-}75 \mu\text{m}$ sous la surface usinée, puis en traction jusqu'à $200 \mu\text{m}$. D'après (Madariaga et al., 2018) les CR inhérentes à l'usinage des alliages d'aluminium sont compressifs jusqu'à la fin de la couche affectée par l'usinage. D'après les simulations de la redistribution des CR initiaux, et après l'enlèvement de matière de la passe #15, les contraintes sont en traction $\approx 50 \text{ MPa}$, comme le montre la Figure 4.13 du chapitre 4. Sur la base de ces résultats, il a été décidé d'enlever chimiquement une couche de $100 \mu\text{m}$ sur les surfaces usinées de la pièce (Figure 4.9 du chapitre 4), qui correspond à la couche affectée par le CR induites par l'usinage.

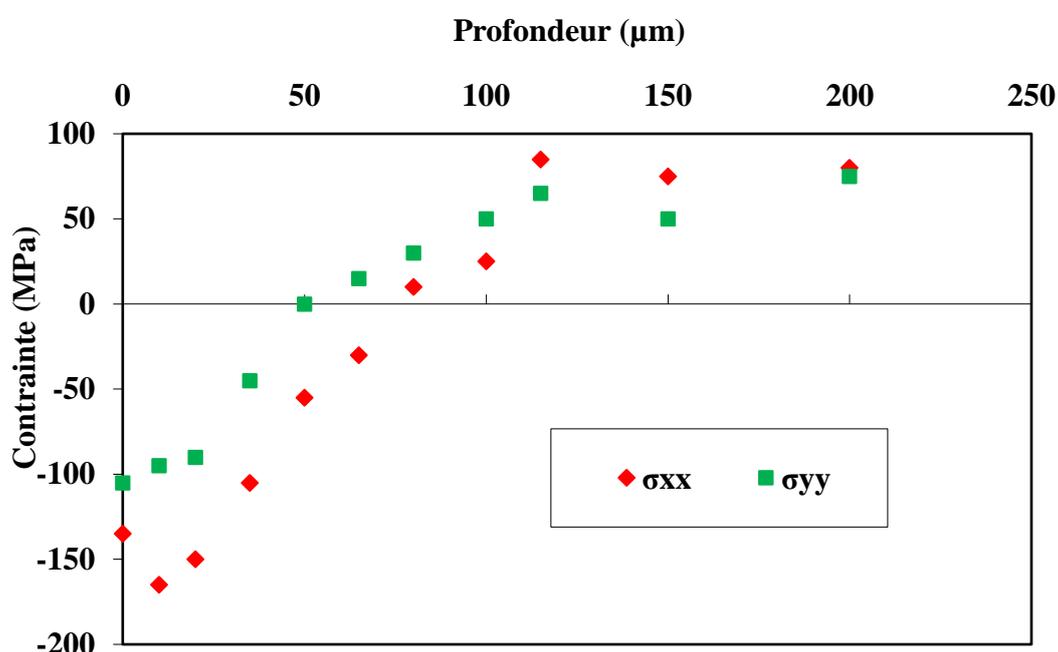
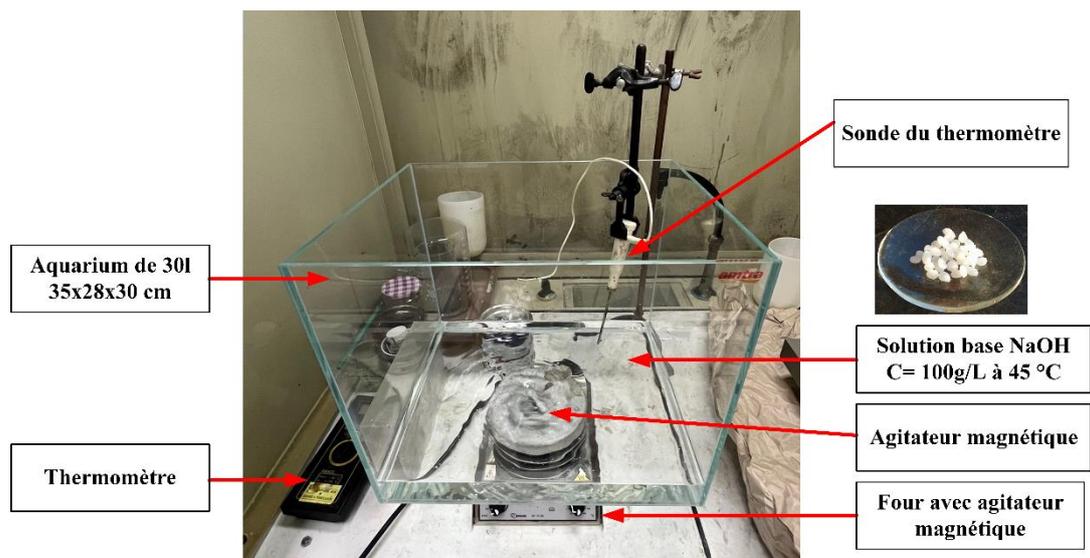


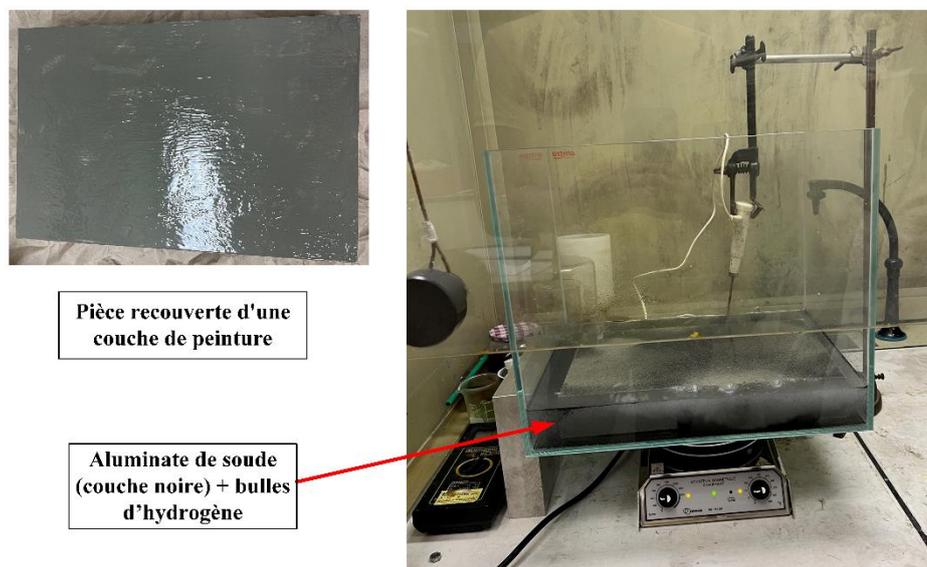
Figure 2.30 Profils de CR en profondeur inhérentes de l'usinage

La Figure 2.31 illustre les étapes de l'attaque chimique ainsi que les équipements utilisés. Les surfaces non usinées de la pièce ont été recouvertes d'une couche de peinture pour les protéger de l'attaque chimique. Ensuite, la pièce a été immergée dans une solution de base de NaOH avec une concentration $C=100\text{g/l}$. Cette solution a été chauffée jusqu'à $45 \text{ }^\circ\text{C}$ afin d'accélérer l'attaque chimique. De plus, et afin d'homogénéiser l'attaque chimique, un agitateur magnétique a été utilisé comme le montre la Figure 2.31(a). Cette manipulation permet d'enlever une couche de $100 \mu\text{m}$ après 36 minutes (selon les tests effectués sur un échantillon du même matériau). A la fin du temps de l'attaque chimique, les surfaces usinées ont été recouvertes d'une couche noire d'aluminate de sodium. Enfin, la pièce a été placée dans une solution d'acide sulfurique pour éliminer cette couche d'aluminate.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales



(a)



(b)

Figure 2.31 Manipulation d'attaque chimique

Les déformations de la pièce à la passe #15 avant et après attaque chimique ont été mesurées en utilisant un scanner 3D GOM. Les deux mesures ont été comparées par rapport à une pièce nominale (CAO). La Figure 2.32(a) présente les déformations de la pièce avant attaque chimique par rapport à la CAO (référence) selon l'axe Z et dans la section diagonale. La Figure 2.32(b) illustre les écarts géométriques par rapport à la CAO avant et après attaque chimique et montre bien que la pièce après attaque chimique (courbe rouge) est plus déformée de 0,2 mm en comparaison avec la pièce avant attaque chimique. L'écart entre ces deux courbes représente l'effet des CR induites à l'usinage sur la déformation de la pièce qui correspond à $\approx 16\%$ de la déformation totale.

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

Ces résultats des distributions des déformations soutiennent l'hypothèse que l'effet des CR dues à l'usinage sur les déformations totales est faible par rapport à l'effet des CR initiales. Sur la base de ces résultats, les CR liées à l'usinage ne seront pas considérés dans les travaux suivants.

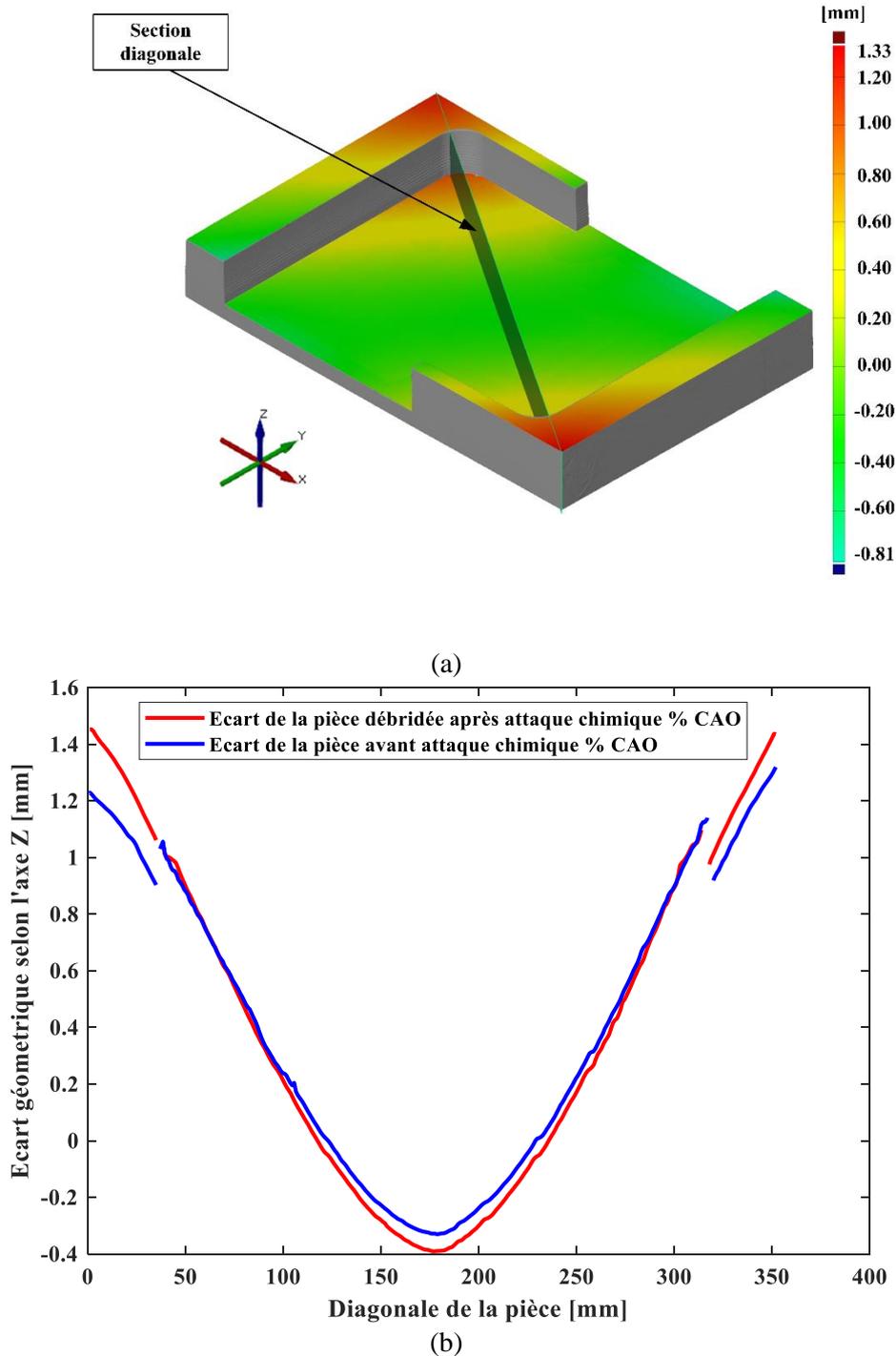


Figure 2.32 Distribution des déformations selon l'axe Z par rapport au CAO à la passe #15 ; (a) Distribution des déformations avant attaque chimique le long de la section diagonale ; (b) Ecarts selon Z par rapport à la CAO

2. Caractérisation des contraintes résiduelles initiales

4. Conclusion

Dans ce chapitre, un traitement thermique T6 a été effectué sur des plaques en alliage d'aluminium Al 7075. Ce traitement comprend deux phases : la trempe et le revenu. L'objectif de ce traitement thermique est de générer le champ de contraintes dans la pièce avant usinage. En effet, la distribution des CR des plaques en alliage d'aluminium livrés par le fournisseur était inconnue ainsi que leur position dans la pièce mère. Le traitement thermique T6 va éliminer l'historique des CR dues aux procédés de fabrication amont et créer une nouvelle distribution homogène des contraintes dans toutes les plaques.

Pendant le traitement thermique, des plaques ont été instrumentées avec des thermocouples pour suivre la variation de température pendant le traitement thermique. Cette variation est ensuite utilisée pour déterminer les coefficients de convection thermique avec l'eau et l'air par une méthode inverse. En utilisant ces coefficients et les données thermiques et mécaniques, le traitement thermique a été simulé. Ainsi, le modèle thermique a été validé en comparant les résultats des températures de refroidissement avec l'air et l'eau. A l'issue de ce traitement thermique, un champ de contraintes auto-équilibré sans forces externes est obtenu dans la pièce simulée.

D'autre part, le champ de contrainte simulé a été validé par la méthode du contour et la méthode de la flèche. Les résultats de la comparaison ont montré que le modèle est capable de prédire le champ de contraintes après le traitement thermique. La méthode du contour a été comparée directement aux résultats de la simulation du traitement thermique, tandis que la méthode de la flèche a été mesurée et modélisée. Les résultats ont également montré que ces deux méthodes destructives de détermination des CR ne sont pas précises près de la surface. Pour cette raison, la méthode DRX a été utilisée pour déterminer le champ de CR près de la surface. Les résultats des mesures DRX montrent que les CR près de la surface sont de l'ordre de -150 MPa.

Les CR dues à l'usinage ont été « mesurées » pour déterminer l'épaisseur de la couche superficielle affectée par l'opération d'usinage et pour observer leur effet sur la déformation finale de la pièce. La couche affectée par ces CR a été enlevée par attaque chimique et les distributions de déformation avant et après cette attaque chimique ont montré que l'effet des CR d'usinage sur les déformations est faible par rapport à l'effet des CR initiales. Pour cette raison, les CR issues de l'usinage ne seront pas considérées dans les travaux suivants.

Le modèle de traitement thermique développé dans ce chapitre a été validé par des méthodes expérimentales. Les comparaisons ont montré que le modèle est capable de prédire le champ de CR. Cependant, il existe des écarts entre les profils simulés et mesurés, qui peuvent être dus à l'incertitude des données d'entrée du modèle de TTh. Dans le prochain chapitre, le champ de contraintes simulé sera optimisé pour être plus proche de la réalité en modifiant les données d'entrée du traitement thermique. Cette optimisation sera basée sur les mesures des déformations après enlèvement de matière.

Sommaire

Chapitre 3 :	77
Optimisation du champ de contraintes résiduelles simulé.....	77
1. Introduction	77
2. Extraction de la base réduite.....	78
2.1. Proper Orthogonal Decomposition (POD)	78
2.2. Singular Value Decomposition (SVD)	79
2.2.1. Principe de la SVD.....	79
2.2.2. Erreur de la base réduite.....	80
2.2.3. Lien avec la POD	80
2.2.4. Interprétation géométrique et interprétation caractéristique.....	81
2.3. Proper Generalized Decomposition (PGD)	83
3. Optimisation des champs de contrainte simulés.....	84
3.1. Incertitude des paramètres de simulation du TTh.....	84
3.2. Test des méthodes d'optimisation (optimisation virtuelle).....	84
3.3. 1 ^{ere} approche d'optimisation – Méthode SVD	85
3.3.1. Principe de l'approche	85
3.3.2. Construction de la combinaison linéaire des contraintes	87
3.3.3. Optimisation virtuelle	89
3.4. 2 ^{ème} approche d'optimisation – Méthode PGD.....	91
4. Etude de cas.....	95
4.1. Protocole expérimental du rainurage	95
4.2. Mesure de la distorsion.....	96
4.2.1. Principe d'alignement	96
4.2.2. Contrôle d'alignement.....	97
4.3. Simulation du rainurage.....	98
4.3.1. Outil DISTUS	98
4.3.2. Simulation du rainurage	99
4.4. Comparaison expérimentale/simulation	100
4.5. Optimisation	101
Discussion	105
5. Conclusion.....	106

Chapitre 3 :

Optimisation du champ de contraintes résiduelles simulé

1. Introduction

Dans ce chapitre, une approche pour optimiser le champ de contraintes simulé, présenté dans le chapitre 2 de la thèse est développée. Le chapitre débute par une revue bibliographique sur les méthodes de réduction de modèle (section 2). Ensuite, deux méthodes ont été testées afin d'améliorer le champ de contraintes simulé (section 3). La première méthode est une optimisation basée sur la méthode de Décomposition en Valeurs Singulières (Singular Value Decomposition : SVD). Cette méthode permet d'optimiser le champ initial de contraintes en réduisant l'écart géométrique, après chaque enlèvement de matière, entre la référence (qui peut-être une simulation ou une mesure réelle) et la simulation selon un critère défini. La deuxième approche est une méthode a posteriori. Une base réduite a été construite à partir d'une chaîne numérique (TTh, usinage, débridage) en utilisant l'outil PGD (Proper Generalized Decomposition). Cette seconde méthode permet de trouver une base réduite reliant une combinaison linéaire des CR et le champ de déplacements après débridage. Ensuite, par optimisation, les paramètres d'entrée donnant le minimum de déviations géométriques seront déterminés. Enfin, une étude de cas de l'approche utilisée sera présentée dans la section 4. La Figure 3.1 illustre l'organigramme global de l'optimisation.

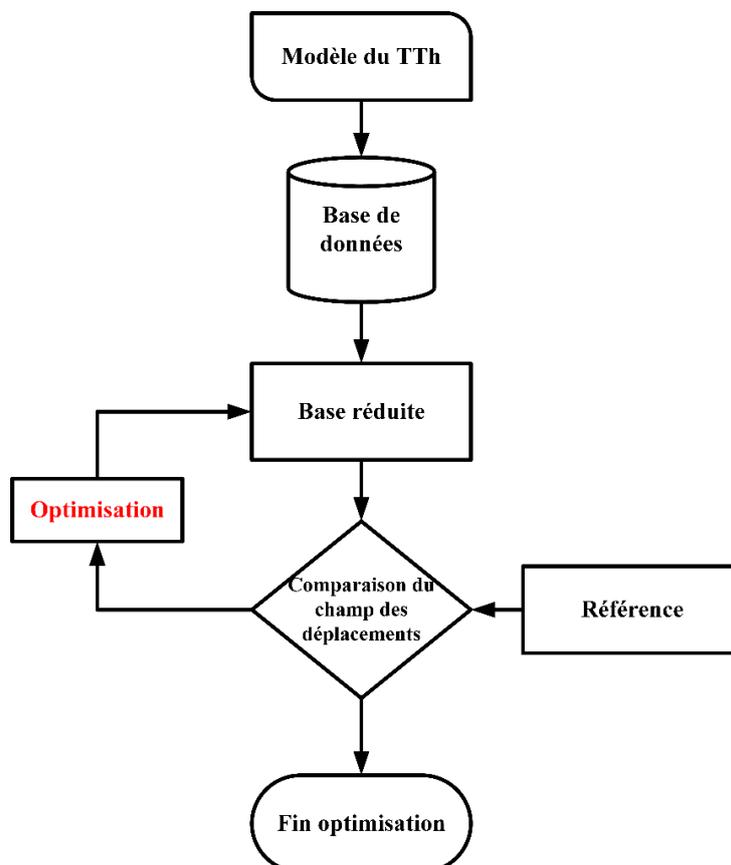


Figure 3.1 Organigramme global de l'optimisation

2. Extraction de la base réduite

La simulation est devenue essentielle dans les processus industriels en général, et dans les processus de fabrication en particulier grâce à l'émergence de la méthode des éléments finis et l'amélioration continue des performances des ordinateurs. Aujourd'hui, le problème réside dans les performances des machines de calcul et leur capacité à simuler des phénomènes complexes multi-physiques et multi-échelles avec un haut degré de fidélité car les simulations peuvent prendre des jours, voire des semaines. Le défi pour les industries est de disposer de ces résultats de simulation dans un court laps de temps afin de prendre des décisions sans délai. Au cours de séquences d'optimisation, la réduction de ces temps de calcul constitue également un enjeu majeur.

Pour pallier cet inconvénient, des techniques de réduction de modèles ont été développées. Ces techniques permettent d'avoir une représentation simplifiée de l'évolution des systèmes physiques, en utilisant un nombre réduit de degrés de liberté. Dans les sections suivantes, les techniques de réduction de modèle sont discutées.

2.1. Proper Orthogonal Decomposition (POD)

La décomposition orthogonale aux valeurs propres, en anglais Proper Orthogonal Decomposition (POD), est une méthode numérique qui permet de réduire la complexité des simulations. Elle est très utilisée dans plusieurs domaines tels que la dynamique des fluides (Holmes, 2012), la mécanique des structures et des vibrations (Han et Feeny, 2003; Azeez et Vakakis, 2001; Lenaerts et al., 2001; Kerschen et al., 2005), l'acoustique (Feeny, 2002) et l'ingénierie éolienne (Solari et al., 2007).

Cette méthode appartient à une classe d'algorithmes appelée réduction de l'ordre du modèle (Model Order Reduction (MOR) ou réduction du modèle). L'objectif étant d'entraîner un modèle sur la base de données de simulation. Dans cette mesure, cette méthode peut être considérée comme méthode d'apprentissage automatique (Machine Learning (ML)). La puissance de cette méthode repose sur sa capacité à fournir des décompositions spatio-temporelles des données physiquement interprétables.

Dans de nombreux cas, la solution du problème se trouve dans un sous-espace de dimension beaucoup plus petite que l'ordre M du modèle initial, et il est logique de chercher un modèle d'ordre réduit dont la solution est beaucoup moins coûteuse à obtenir. C'est l'idée principale de l'approche de modélisation réduite par POD. La méthode POD est appelée aussi « méthode des Snapshots » et elle se base sur la résolution d'un problème aux valeurs propres.

Pour présenter en quelques mots la méthode, supposons que la variable $u(x, t)$ est connu au nœud x_i du maillage et pour des temps discrets $t_m = m \cdot \Delta t$, avec $i \in [1, \dots, M]$ et $m \in [1, \dots, p]$. On note $u(x_i, t_m) \equiv u^m(x_i) \equiv u_i^m$ et par $\{u\}^m$ le vecteur des valeurs nodales u_i^m à l'instant t_m . Ces données sont stockées dans une matrice \mathbf{A} de dimension $M \times p$. Nous faisons l'hypothèse que $M \gg p$, le but est de trouver une base de dimension réduite $M \times r$ telle que $r < M$. L'objectif principal de la POD est d'obtenir la structure la plus caractéristique $\Phi(x)$ parmi ces $u^m(x), \forall m$. Pour ce faire, la quantité scalaire suivante doit être minimisée :

$$a = \frac{\sum_{m=1}^p [\sum_{i=1}^M \Phi(x_i) u^m(x_i)]^2}{\sum_{i=1}^M (\Phi(x_i))^2} \quad (9)$$

Ce qui revient à résoudre le problème aux valeurs propres suivant :

$$c\Phi = a\Phi \quad (10)$$

3. Optimisation du champ de CR simulé

Ici, le vecteur Φ a p composante $\Phi(x_i)$ et \mathbf{c} est la matrice de corrélation à deux points telle que :

$$c_{i,j} = \sum_{m=1}^p u^m(x_i)u^m(x_j) = \sum_{m=1}^p u^m \cdot (u^m)^T \quad (11)$$

Cette matrice \mathbf{c} est symétrique et définie positive comme suit :

$$\mathbf{c} = \mathbf{A}\mathbf{A}^T \quad (13)$$

Avec :

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1^1 & \cdots & \mathbf{u}_1^p \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{u}_m^1 & \cdots & \mathbf{u}_m^p \end{bmatrix} \quad (12)$$

La POD présente de fortes similitudes avec la décomposition en valeurs singulières (Singular Value Decomposition, SVD). (Liang et al., 2002) ont démontré que dans le cas discret ces deux approches sont équivalentes.

2.2. Singular Value Decomposition (SVD)

2.2.1. Principe de la SVD

En mathématiques, le processus d'algèbre linéaire de décomposition en valeurs singulières (SVD) d'une matrice est un outil important pour factoriser des matrices rectangulaires réelles ou complexes. Cette méthode permet de diagonaliser une matrice normale par une base de vecteurs propres. Dans notre cas, cela revient à calculer une SVD directement sur la matrice \mathbf{A} comme suit :

$$\mathbf{A} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T \quad (14)$$

où les colonnes de la matrice \mathbf{U} sont appelées vecteurs singuliers à gauche de \mathbf{A} , les colonnes de la matrice \mathbf{V} sont appelées vecteurs singuliers à droite, \mathbf{D} est une matrice diagonale contenant les valeurs singulières de \mathbf{A} rangées dans l'ordre décroissant. Dans la version compacte ou "économique" de la SVD (cf. Figure 3.2), seuls les vecteurs singuliers associés aux valeurs singulières non-nulles sont calculés. Soit s le nombre de valeurs singulières non-nulles, alors \mathbf{U} est une matrice unitaire de taille $M \times s$, \mathbf{D} est une matrice diagonale de taille $s \times s$ et \mathbf{V} est une matrice unitaire de taille $s \times p$. Par ailleurs les valeurs singulières sont notées $(d_i)_{i=1}^s$ et définies telles que $d_1 \geq d_2 \geq \cdots \geq d_s \geq 0$.

Les colonnes de \mathbf{U} constituent une base de l'espace des colonnes de la matrice \mathbf{A} . Une base réduite peut être alors extraite par troncature, en conservant uniquement les colonnes de \mathbf{U} associées aux valeurs singulières les plus grandes. Le critère couramment utilisé pour la troncature est le ratio λ_{svd} défini comme,

$$\lambda_{svd} = \frac{d_i}{d_1} \geq \varepsilon_{svd}. \quad (15)$$

L'erreur introduite par la troncature est alors contrôlée par la valeur de ε_{svd} . En considérant que r valeurs singulières satisfont le critère de troncature, la matrice \mathbf{A} est finalement approximée comme,

$$\mathbf{A} \approx \mathbf{A}_r = \mathbf{U}_r \cdot \mathbf{D}_r \cdot \mathbf{V}_r^T \quad (16)$$

où la matrice \mathbf{U}_r de taille $M \times r$ (resp. \mathbf{V}_r de taille $p \times r$) est formée des r premières colonnes de \mathbf{U} (resp. \mathbf{V}) alors que \mathbf{D}_r est une matrice diagonale de taille $r \times r$ contenant les r premières valeurs singulières par ordre décroissant.

3. Optimisation du champ de CR simulé

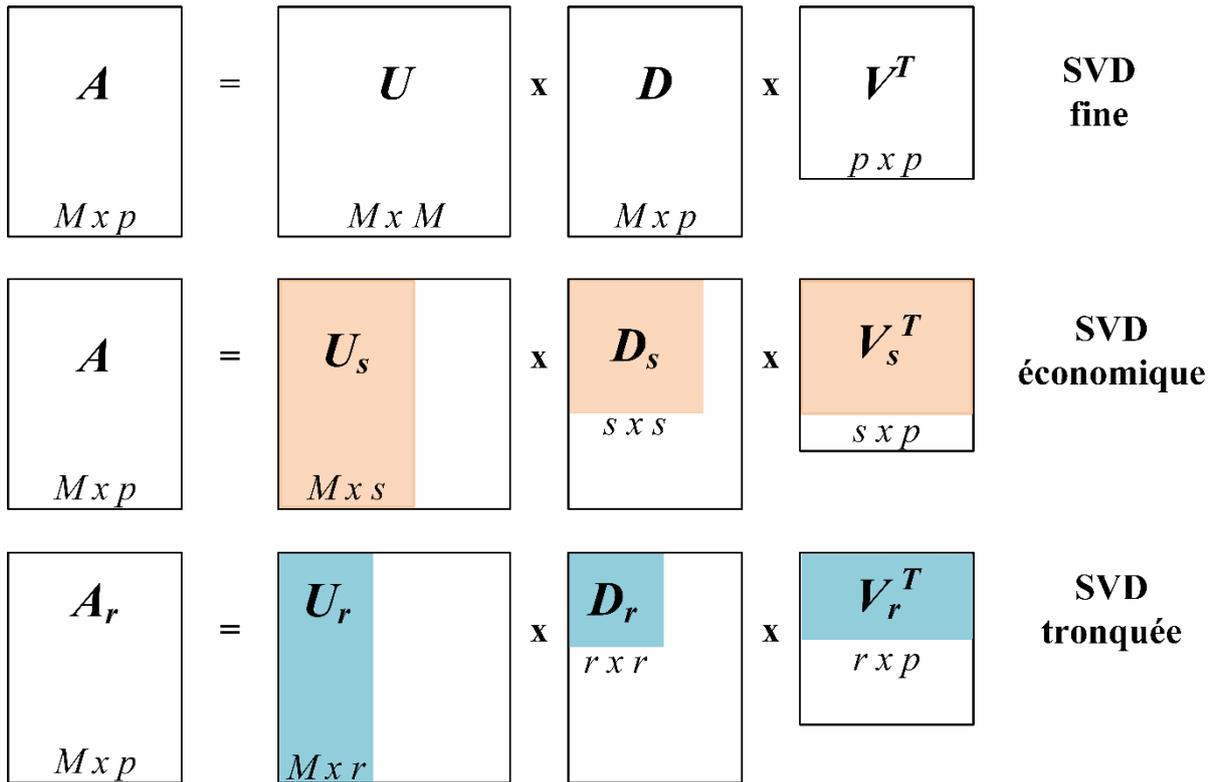


Figure 3.2 Troncature de la décomposition en valeur singulières

2.2.2. Erreur de la base réduite

La matrice $A_r \equiv \tilde{A}$ est la meilleure approximation de rang r de la matrice A . L'erreur de la matrice tronquée par rapport à la matrice A peut être calculée dans le sens d'une norme carrée comme suit :

$$e_{svd} = \frac{\sqrt{(A - \tilde{A})^2}}{\sqrt{(A)^2}} \quad (17)$$

2.2.3. Lien avec la POD

Le SVD s'applique à toute matrice rectangulaire de dimension $M \times p$. En revanche, le POD ne fonctionne que pour certaines matrices carrées. Néanmoins, les deux approches sont liées.

D'après l'Equation (14), puisque les deux matrices U et V sont unitaires ($U \cdot U^T = U^T \cdot U = I$ et $V \cdot V^T = V^T \cdot V = I$) et la matrice D est diagonale ($D^T = D$), on a,

$$A^T \cdot A = (V \cdot D^T \cdot U^T) \cdot (U \cdot D \cdot V^T) = V \cdot (D^T \cdot D) \cdot V^T = V \cdot (D^2) \cdot V^T \quad (18)$$

et

$$A \cdot A^T = (U \cdot D \cdot V^T) \cdot (V \cdot D^T \cdot U^T) = U \cdot (D \cdot D^T) \cdot U^T = U \cdot (D^2) \cdot U^T \quad (19)$$

En faisant l'analogie entre les deux équations (14) et (19) et entre les deux équations (14) et (20) on démontre que :

- Les valeurs singulières non nulles, données par la SVD, correspondent à la racine carrée des valeurs propres non nulles de la matrice $A^T \cdot A$ (resp. $A \cdot A^T$),
- Les vecteurs singuliers à droite donnés par la SVD sont les vecteurs propres de la matrice $A^T \cdot A$,

3. Optimisation du champ de CR simulé

- Les vecteurs singuliers à gauche donnés par la SVD sont les vecteurs propres de la matrice $\mathbf{A} \cdot \mathbf{A}^T$.

2.2.4. Interprétation géométrique et interprétation caractéristique

La SVD d'une matrice a une interprétation géométrique intéressante. Une matrice \mathbf{A} de dimension $M \times p$, présente un opérateur linéaire qui fait correspondre des vecteurs d'un espace de dimension M , S_1 , à un espace de dimension p , S_2 . Un cercle unitaire peut être déformé par cette transformation en une ellipse (cf. Figure 3.3). Les valeurs singulières d_1 et d_2 correspondent aux longueurs des axes majeur et mineur de l'ellipse. Le cercle est déformé selon les directions principales données par les colonnes de la matrice \mathbf{U} . Tandis que les colonnes de la matrice \mathbf{V} représentent l'antécédent dans l'espace S_1 de chacune des directions principales de déformation.

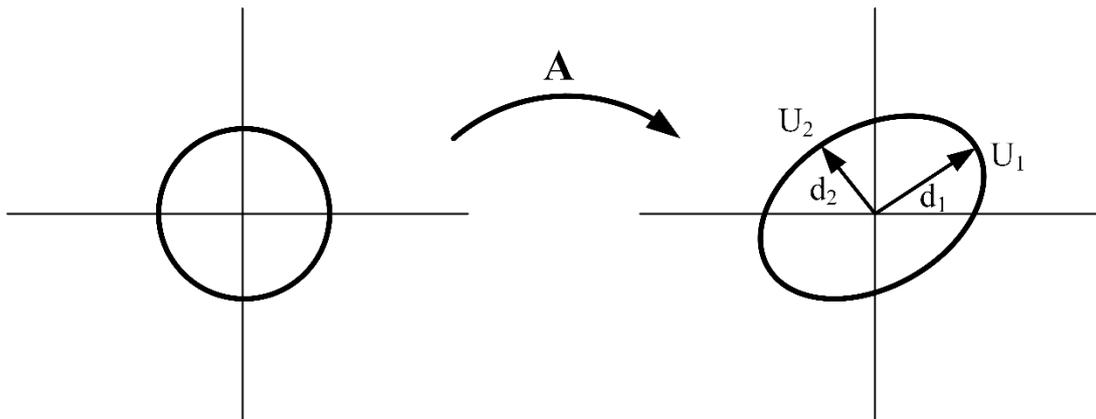


Figure 3.3 Interprétation géométrique de la SVD : déformation du cercle unitaire

La matrice \mathbf{A} de dimension $M \times p$ est considérée comme une liste de coordonnées de dimension M dans un espace de dimension p . Pour tout $k \leq p$, on cherche un sous-espace de dimension k , telle que la distance de la moyenne des points entre \mathbf{A} et le sous-espace soit minimale. Une base de ce sous-espace est donnée par les k premières colonnes de la matrice \mathbf{V} . Par analogie avec la POD, la moyenne de chaque colonne de \mathbf{A} assure que les points soient centrés autour d'une origine. La Figure 3.4 montre comment le vecteur de base du sous-espace optimal unidimensionnel dépend de l'endroit où le nuage de points est centré.

3. Optimisation du champ de CR simulé

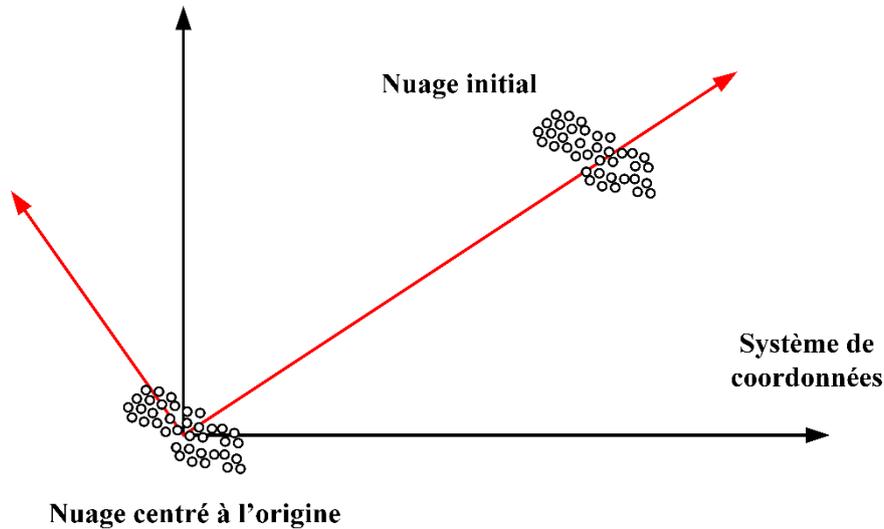


Figure 3.4 Deuxième interprétation de la SVD : effet du déplacement de la moyenne du nuage de points vers l'origine

En conclusion, la SVD est un outil très puissant pour extraire des informations pertinentes d'une grande base de données. Les vecteurs singuliers à gauche sont les directions de plus grande variation de l'ensemble de données, les structures dominantes, et les valeurs singulières correspondent à la pondération de ces structures. A titre d'exemple, elle est très utilisée pour la compression des images de grandes tailles. Si on prend l'image du chien des neiges (*cf.* Figure 3.5) (Brunton et Kutz., 2019). Initialement, l'image contient 2000×1500 pixels. Ces pixels sont stockés dans une matrice \mathbf{A} de dimension 2000×1500 . La SVD permet d'avoir une matrice approximative \mathbf{A}_r avec une valeur de troncature r . Avec $r = 100$ qui représente que 11,67 % de taille de stockage initial, une représentation fidèle à la matrice \mathbf{A} (près de 80%) peut-être représentée comme le montre la Figure 3.5.

3. Optimisation du champ de CR simulé

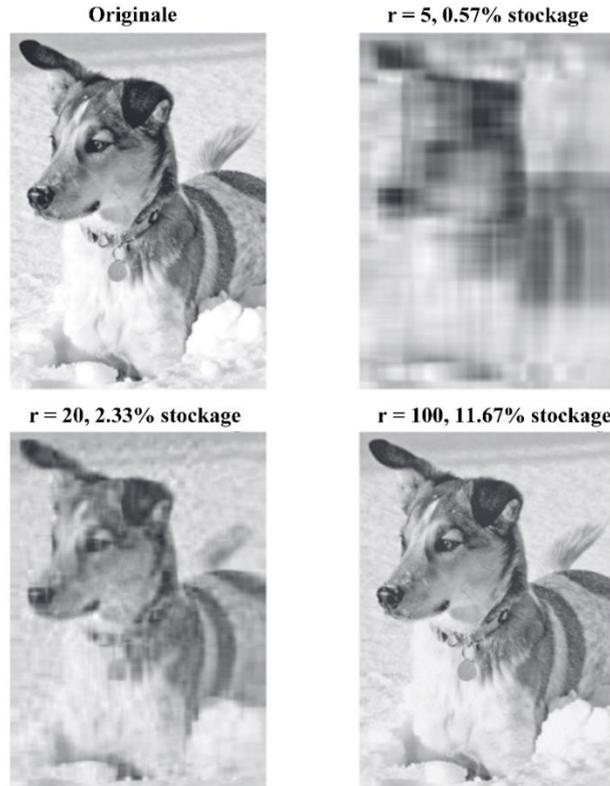


Figure 3.5 Compression de l'image du chien des neiges, en tronquant le SVD à différents rangs r . La résolution de l'image originale est de 2000×1500 (Brunton et Kutz., 2019).

Remarque :

Les deux approches illustrées ci-dessus sont construites a posteriori en utilisant l'évolution du champ discret déjà calculée. Bien sûr, l'idéal serait de pouvoir construire une approximation d'ordre réduit a priori, c'est-à-dire sans s'appuyer sur la connaissance de la solution (approximative) du problème complet. Il devrait alors être possible d'évaluer la précision de la solution d'ordre réduit et, si nécessaire, d'enrichir la base de l'approximation réduite afin d'améliorer la précision. La méthode Proper Generalized Decomposition, PGD qui sera présentée dans la section suivante, peut répondre à ces questions.

2.3. Proper Generalized Decomposition (PGD)

La PGD est une technique puissante de réduction de modèle qui calcule, par enrichissement successif, une représentation séparée du champ inconnu. Contrairement aux composantes principales de la POD, les modes PGD ne sont pas nécessairement orthogonaux entre eux. Considérons un problème défini dans un espace de dimension m pour le champ inconnu $u^N(x, t, p_1, p_2, \dots, p_m)$. Les coordonnées $(x, t, p_1, p_2, \dots, p_m)$ peuvent être des coordonnées liées à l'espace, au temps, aux conditions limites d'un problème ou même aux propriétés de matériau. La PGD suppose que la solution u d'un problème (multidimensionnel) peut être approchée comme une représentation séparée de la forme :

$$u \approx u^N(x, t, p_1, p_2, \dots, p_m) = \sum_{i=1}^N F_x^i(x) \cdot F_t^i(t) \cdot F_1^i(p_1) \cdot F_2^i(p_2) \dots F_m^i(p_m) \quad (20)$$

3. Optimisation du champ de CR simulé

L'approximation PGD est la somme de N produits fonctionnels F_j^i impliquant chacun un nombre $m + 2$ de fonctions inconnues. Cette approximation est construite par enrichissements successifs, chaque produit fonctionnel étant déterminé en séquence. A une certaine étape d'enrichissement $n + 1$, les fonctions F_j^i sont connues pour $i \leq n$ à partir du calcul dans les étapes précédentes et on cherche à déterminer les fonctions à l'étape $n + 1$. Ceci est réalisé en invoquant la forme faible du problème considéré. Des revues sur l'utilisation de cette méthode ont été faites par (Chinesta et al., 2011), (Cueto et al., 2016) et (Chinesta et al., 2014).

3. Optimisation des champs de contrainte simulés

Dans cette section, une optimisation des champs de contrainte simulés dans le chapitre 2 de la thèse est faite en utilisant les méthodes discutées ci-dessus. L'idée est de construire une base de champs de contraintes en faisant varier des paramètres d'entrées du TTh. Il a en effet été constaté, lors des simulations, que les résultats obtenus, et notamment les champs de CR, étaient particulièrement sensibles à certains paramètres process mal maîtrisés (échanges thermiques) ou certaines données physiques délicates à mesurer avec précision.

Dans la suite des travaux, les dimensions de la pièce sont $300 \times 200 \times 40 \text{ mm}^3$. Les coefficients de convection thermique pour cette géométrie ont été déterminés en utilisant la procédure expérimentale (méthode inverse) discutée dans le chapitre 2.

3.1. Incertitude des paramètres de simulation du TTh

Afin de prendre en compte la variabilité des propriétés du matériau, une étude de sensibilité et d'incertitude a été réalisée sur les paramètres thermiques et mécaniques du matériau. En effet, les paramètres de simulation ont été extraits de la littérature. Ces valeurs peuvent être imprécises en raison d'erreurs de mesure. De plus lors du traitement thermique les échanges de flux de chaleur entre la pièce et le milieu ambiant ne peuvent être contrôlés avec précision. Ceci conduit à une incertitude importante sur le coefficient de convection.

Cette étude a été utilisée pour définir les pourcentages de variabilité afin de construire la base des CR. L'objectif est de s'assurer que les CR de la pièce réelle sont une combinaison linéaire des CR de la base des contraintes. Les paramètres qui constituent le plan d'expériences avec les pourcentages sont présentés dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1 Paramètres du plan d'expériences

Paramètres	Pourcentages (%)
Conductivité thermique, λ	± 5
Coefficient de dilatation thermique, α	± 5
Coefficient de convection thermique, h_w	± 20

3.2. Test des méthodes d'optimisation (optimisation virtuelle)

Afin de tester les procédures d'optimisation, un maillage grossier a été utilisé au début pour réduire le temps de calcul et faire fonctionner toute la boucle (cf. Figure 3.6). Le temps de calcul d'un traitement thermique avec un maillage fin est de 13 h, alors qu'avec un maillage grossier il est de

3. Optimisation du champ de CR simulé

2 minutes. Cela permet de gagner du temps pour tester et manipuler les fichiers. Après la validation de la procédure, le maillage fin sera de nouveau utilisé. Les optimisations discutées dans cette section sont dites optimisations virtuelles car la référence de ces cas est une simulation. Après la validation de la méthode avec l'optimisation virtuelle, l'optimisation réelle sera effectuée en changeant les résultats de simulation par des mesures réelles.

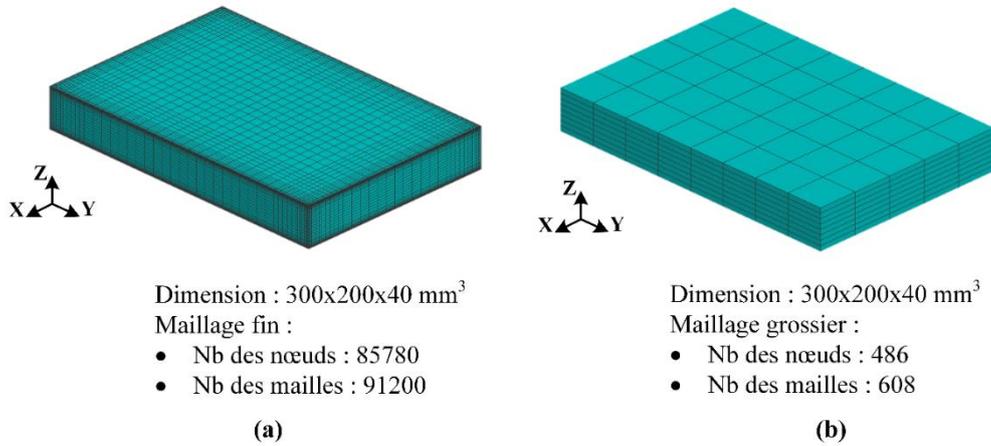


Figure 3.6 Maillages utilisés pour tester la procédure d'optimisation ; (a) maillage raffiné ; (b) maillage grossier

Un profil des contraintes dans cette section est constitué par toutes les composantes du tenseur des contraintes de Cauchy pour les 8 points de Gauss et le centroïde (maillage hexaédrique linéaire) et pour toutes les mailles du maillage. Pour un maillage grossier, un profil des contraintes $\tilde{\sigma}$ est un vecteur de dimension 32 832 x 1 (32 832 = 608 (nb de mailles) * 6 (contraintes de Cauchy) * 9 (8 points de Gauss + centroïde)).

3.3. 1^{ère} approche d'optimisation – Méthode SVD

3.3.1. Principe de l'approche

La première approche d'optimisation testée est une approche a posteriori. Une base de 8 profils des contraintes a été faite en variant les 3 facteurs thermo-dépendants (λ, α, h_w) à deux niveaux comme le montre le Tableau 3.2.

Tableau 3.2 Plan d'expériences

Simulations	λ (%)	h_w (%)	α (%)
1	5	20	5
2	5	20	-5
3	5	-20	5
4	5	-20	-5
5	-5	20	5
6	-5	20	-5
7	-5	-20	5
8	-5	-20	-5

3. Optimisation du champ de CR simulé

L'optimisation dans ce cas se base sur les contraintes résiduelles de la base complète de contraintes comme l'indique la Figure 3.7. A l'aide de la SVD, une combinaison linéaire de contraintes $\tilde{\sigma}_{sim}$ peut être construite, et ensuite utilisée comme départ de la boucle d'optimisation. Cette combinaison linéaire sera projetée dans le maillage d'usinage comme un champ de contrainte prédéfini. Un seul enlèvement de matière sera ensuite effectué et le champ de déplacement après débridage sera comparé à un champ de déplacement de référence. Ce champ de déplacement de référence est le résultat du même enlèvement de matière avec une combinaison linéaire de contraintes connue $\tilde{\sigma}_{ref}$. En minimisant l'écart géométrique $\varepsilon_{géo}$, la combinaison linéaire sera modifiée après chaque itération.

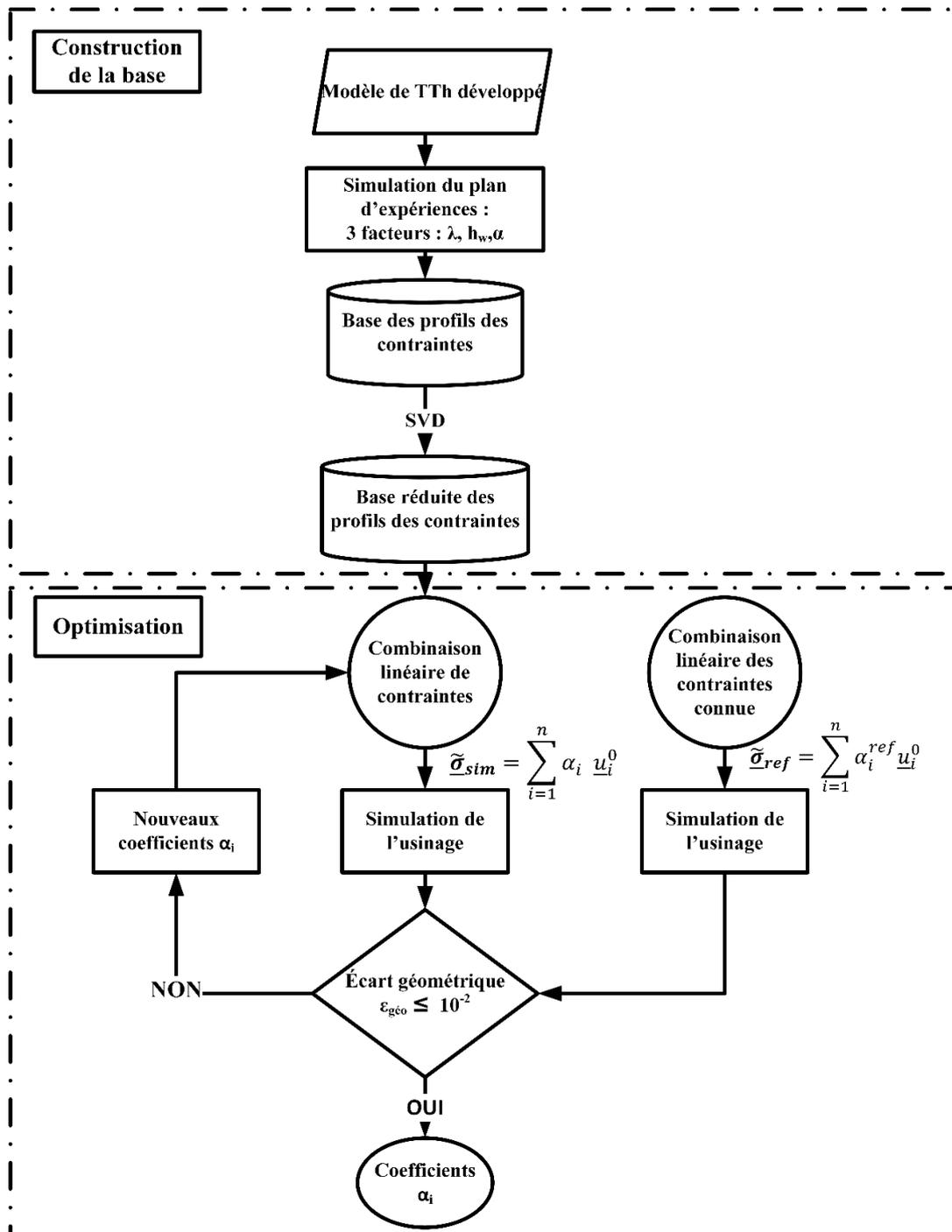


Figure 3.7 Organigramme de la 1^{ère} approche d'optimisation des contraintes simulées

3. Optimisation du champ de CR simulé

3.3.2. Construction de la combinaison linéaire des contraintes

Les 8 profils des contraintes sont stockés dans les colonnes d'une matrice \mathbf{A} de dimension $32\ 832 \times 8$. La SVD de cette matrice donne naissance à 3 matrices U , D et V . En utilisant le critère de troncature de l'Equation (15), une base réduite $\tilde{\mathbf{A}}$ peut être extraite en fixant une erreur par rapport à la base \mathbf{A} de $e_{SVD} \approx 10^{-2}$. La Figure 3.8 illustre l'erreur relative des valeurs singulières λ_{svd} .

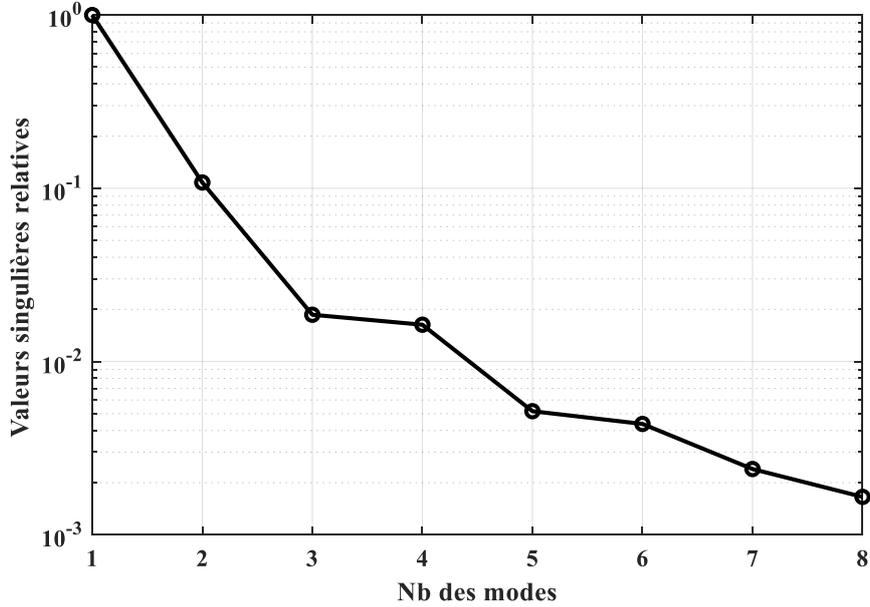
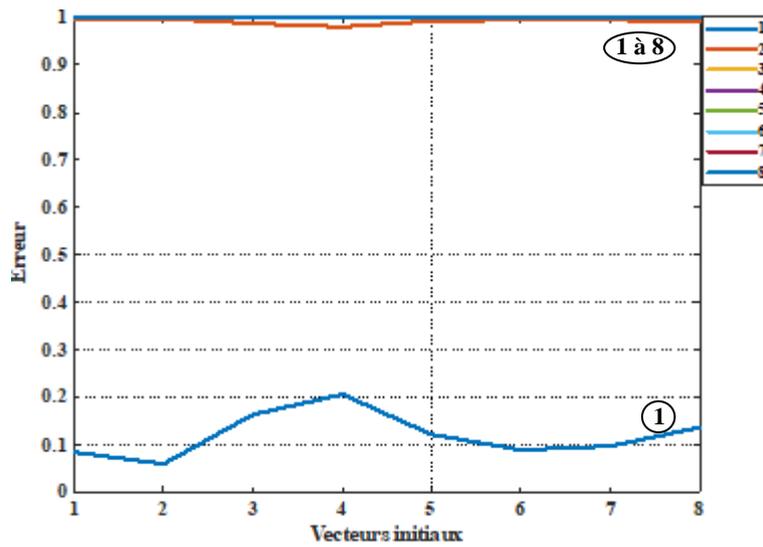


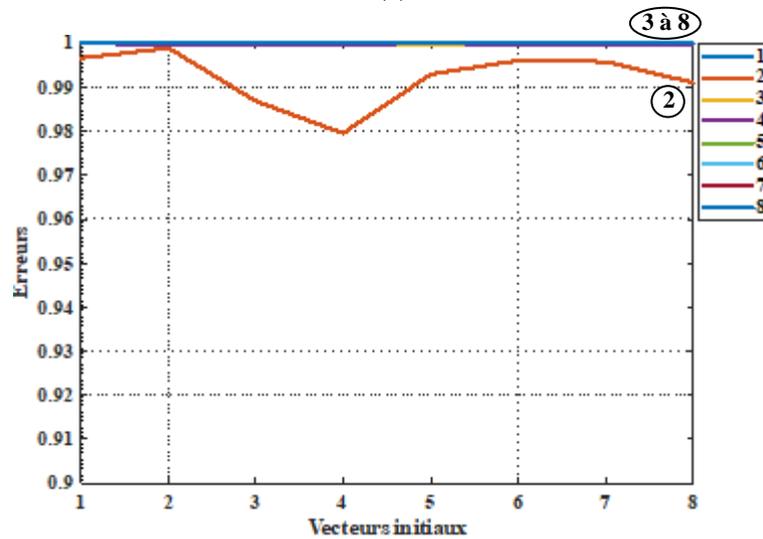
Figure 3.8 Valeurs singulières relatives par rapport au nombre des modes

Une approximation SVD est définie par $r_i = U_i \cdot D_{i,i} \cdot V_i^T \forall i \in [1, \dots, 8]$. L'erreur de chaque approximation par rapport aux vecteurs initiaux de la base \mathbf{A} est calculée à l'aide de l'Equation (17). La Figure 3.9(a) illustre l'erreur d'approximation obtenue pour chaque vecteur initial en fonction de chacun des vecteurs la base. Cela démontre bien que la première approximation SVD $r_1 = U_1 \cdot D_{1,1} \cdot V_1^T$ contient $\approx 80\%$ des informations de la base complète \mathbf{A} (courbe bleue dans le bas de la Figure). Cette conclusion vient du fait que l'erreur e_{svd} de ce mode est inférieure à 0,2. Un zoom sur le reste des modes (cf. Figure 3.9(b)), le deuxième mode a plus d'informations que le troisième et ainsi de suite.

3. Optimisation du champ de CR simulé



(a)



(b)

Figure 3.9 Erreur par rapport aux vecteurs initiaux ; (a) Tous les modes SVD ; (b) Zoom entre 0,98 et 1

Afin d'étudier l'erreur de la base réduite par rapport à la matrice initiale A , l'erreur lorsque l'on cumule plusieurs modes a également été calculée. La Figure 3.10(a) illustre l'erreur cumulée des 8 modes par rapport aux vecteurs initiaux. Avec tous les modes une représentation de la base initiale avec une erreur machine $\approx 10^{-15}$ est trouvée. Le but de cette méthode est de réduire l'ordre de la matrice initiale avec une erreur acceptable. La Figure 3.10(b) nous montre clairement l'erreur cumulée du reste des modes dans lequel l'erreur diminue avec l'augmentation du nombre de modes.

3. Optimisation du champ de CR simulé

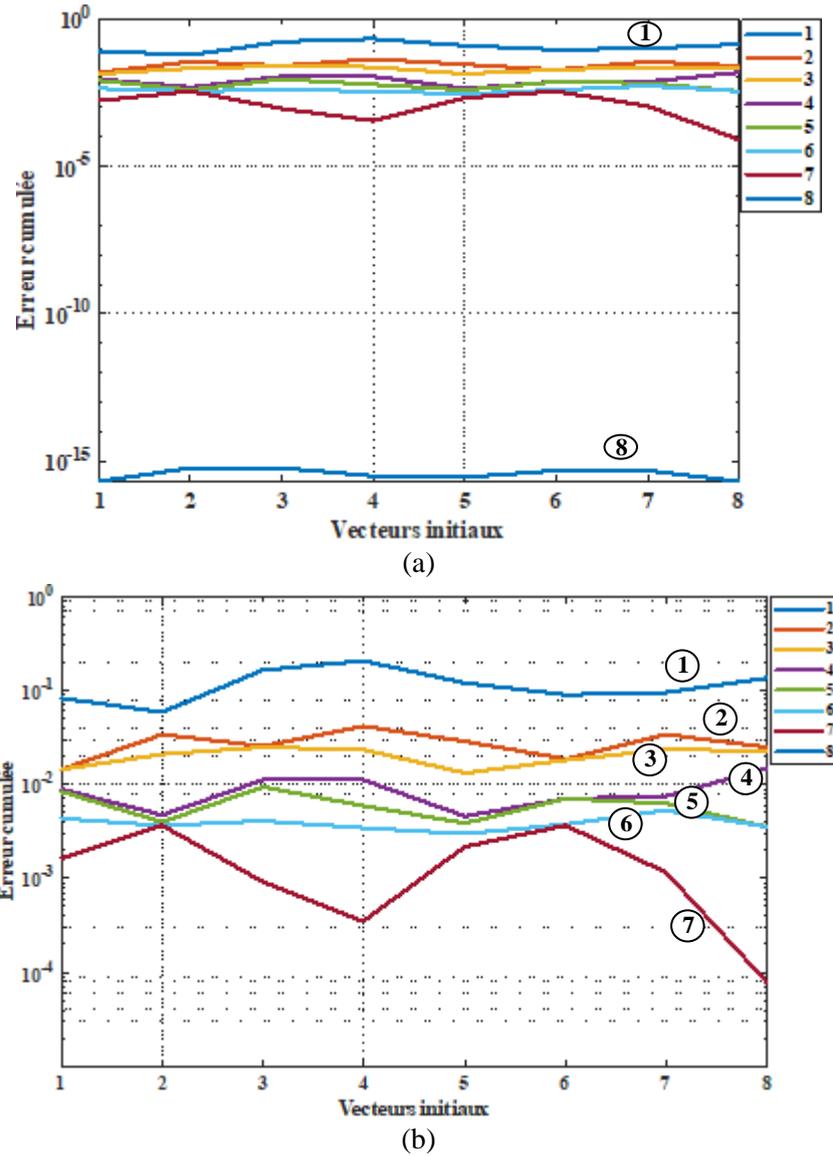


Figure 3.10 Erreur cumulée des modes SVD ; (a) Tous les modes SVD ; (b) Zoom sur les 7 premiers modes

Dans notre cas, une tolérance de $\approx 10^{-2}$ est acceptable pour les contraintes résiduelles sachant que les erreurs associées aux différentes méthodes de mesure des contraintes peuvent dépasser 5 % (Olson et al., 2015). Selon ce critère, une base réduite de 3 modes SVD a été choisie. Dans ce cas, la matrice réduite \tilde{A} avec 3 modes SVD peut être écrite sous la forme suivante :

$$A \approx \tilde{A} = U_r \Gamma_r \quad (21)$$

avec $\Gamma_r = D_r V_r^T$ qui est de dimension 3×8 et U_r de dimension 32832×3 est la matrice des vecteurs singuliers à gauche après troncature. Une combinaison linéaire des contraintes $\tilde{\sigma}_{sim}$ à partir de cette base en multipliant les vecteurs de la matrice U_r par un vecteur α_j de dimension 3×1 dans le cas de 3 modes s'écrit :

$$\tilde{\sigma}_{sim} = \sum_{j=1}^3 \alpha_j U_j = \alpha_1 U_1 + \alpha_2 U_2 + \alpha_3 U_3 \quad (22)$$

3.3.3. Optimisation virtuelle

Une combinaison linéaire de référence a été créée en prenant les moyennes des lignes de la matrice Γ_r . Les coefficients $\alpha_{j,ref}$ de référence sont égaux à :

3. Optimisation du champ de CR simulé

$$\alpha_{ref} = 10^4 \begin{pmatrix} 1,0693 \\ -0,0035 \\ 0,0006 \end{pmatrix}$$

Cette combinaison linéaire a été projetée sur un maillage d'usinage grossier (Figure 3.6(b)). L'enlèvement de matière a été fait avec les conditions aux limites illustrées sur la Figure 3.11. Durant l'usinage, des nœuds hors du maillage sont fixés sur la face inférieure ainsi que les efforts de bridage sont appliqués. Ensuite, un maintien isostatique a été appliqué durant le débridage. Après débridage de la pièce, le champ de déplacement de la pièce usinée a été stocké dans un vecteur \mathbf{u}_{ij}^{ref} de dimension $nb_{dép} \times 3$ (avec $nb_{dép}$ = nombre de noeuds et 3 les déplacements dans les directions x, y et z).

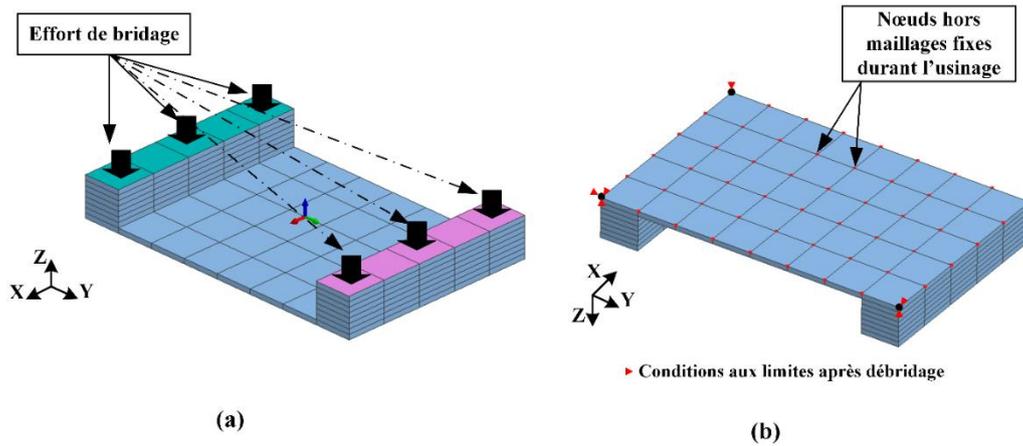


Figure 3.11 Conditions aux limites de la simulation d'enlèvement de matière (cas test)

Une boucle d'optimisation a été faite en utilisant la fonction Matlab « fminsearch » pour trouver les coefficients de référence $\alpha_{j,ref}$. Cette fonction permet de résoudre un problème d'optimisation multidimensionnel sans contrainte tel que : $\min_{\mathbf{x}} f(\mathbf{x})$. Avec $f(\mathbf{x})$ est une fonction qui renvoie un scalaire positif et \mathbf{x} est un vecteur ou une matrice pour minimiser une fonction coût $\epsilon_{dép}$ définie par :

$$\epsilon_{dép} = \frac{1}{N_n} \sum_{i=1}^{N_n} \frac{\sum_{j=1}^3 (\mathbf{u}_{ij}^{ref} - \mathbf{u}_{ij}^{sim})^2}{\sum_{j=1}^3 (\mathbf{u}_{ij}^{ref})^2} \quad (23)$$

Parmi les désavantages de cette fonction, un minimum local correspondant pas à la solution cherchée peut être trouvé. Pour commencer la boucle, des coefficients $\alpha_{j,0}$ ont été choisis égaux au maximum des lignes de la matrice Γ_r tels que :

$$\alpha_0 = 10^4 \begin{pmatrix} 1,1014 \\ 0,1861 \\ 0,0601 \end{pmatrix}$$

Après chaque itération, ces coefficients sont mis à jour et un nouveau champ de déplacement est calculé \mathbf{u}_{ij}^{sim} .

3. Optimisation du champ de CR simulé

Après 120 itérations, ce qui correspond à l'exécution de 248 simulations d'usinage, les coefficients de référence ont été retrouvés avec une fonction coût égale à $\varepsilon_{dép} = 1.288 * 10^{-10}$. Une itération avec l'outil "fminsearch" peut contenir des calculs de gradient. La Figure 3.12 montre l'évolution de la fonction coût en fonction des itérations. Ces 248 simulations correspondent à un seul enlèvement de matière (1 passe) avec un maillage grossier. Le temps de calcul d'un usinage avec un maillage grossier est environ de 1 min.

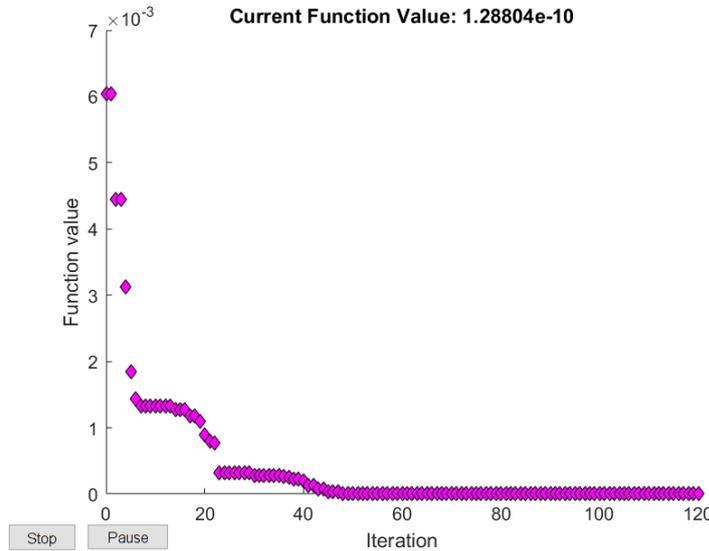


Figure 3.12 Fonction coût en fonction des itérations

En revanche, avec le maillage raffiné, un calcul d'usinage pour les 15 passes d'usinage prend 8 heures. Nous supposons que pour chaque passe 248 simulations doivent être effectuées, l'optimisation peut prendre environ 83 jours de calcul. Avec un risque de ne pas tomber sur un minimum local. Pour ces raisons, plusieurs méthodes d'optimisation seront par la suite testées.

3.4. 2^{ème} approche d'optimisation – Méthode PGD

Dans cette approche d'optimisation, la méthode PGD a été utilisée pour créer une base réduite. Le même maillage grossier a aussi été utilisé. Le problème non linéaire à résoudre dans notre cas est le passage d'un jeu de paramètres (λ, α, h_w) à un champ de déplacement $U_{dép}$. L'apprentissage a été fait au début avec un plan d'expériences de 8 jeux de paramètres (cf. Tableau 3.2) et sur la chaîne de simulation illustrée dans la Figure 3.13. Pour chaque jeu de paramètres du plan d'expériences, une simulation du TTh a été effectuée. Ensuite, en utilisant le champ final des contraintes de cette simulation, l'enlèvement de matière en 7 passes a été réalisé. Pour chaque passe, le champ de déplacement est récupéré. La représentation PGD de ce problème est écrite comme suit :

$$u(\lambda, h_w, \alpha) \approx \sum_{i=1}^n F_{\lambda}^i(\lambda) \cdot F_{h_w}^i(h_w) \cdot F_{\alpha}^i(\alpha) \quad (24)$$

L'erreur de déplacement ε_{PGD} entre les 8 simulations du plan d'expériences et leurs approximations u_{ref} par la base PGD a été calculée en utilisant l'Equation (25) :

$$\varepsilon_{PGD} = \max(|u_{pgd} - u_{ref}|) \quad (25)$$

3. Optimisation du champ de CR simulé

Pour déterminer les fonctions F_{λ}^i , $F_{h_w}^i$ et F_{α}^i , qui sont des fonctions à noyau radial de type multi-quadrique (Chinesta et al., 2011), nous avons choisi pour erreur seuil $\varepsilon_{PGD} < 10^{-6}$. Ceci a été atteint pour $n = 3$.

La Figure 3.14(a) montre le champ de déplacement après la passe 7 en utilisant le champ de contraintes de la simulation 8 du TTh tandis que la Figure 3.14(b) présente le champ de déplacement de la même passe et pour les 8 simulations mais en utilisant la base PGD. On note une très grande similitude entre ces deux déformées. La Figure 3.14(c) permet de quantifier cette similitude. Elle illustre les erreurs ε_{PGD} . Entre le calcul direct des déplacements et le résultat PGD pour chacun des 8 champs de contraintes. Une erreur maximale de 1.3 micron est obtenue. Cette erreur est très inférieure au déplacement maximal mesuré.

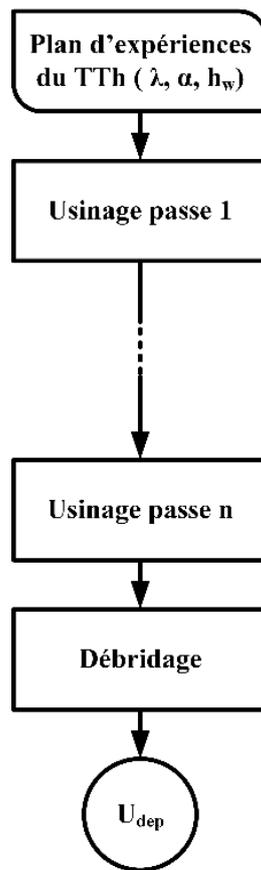
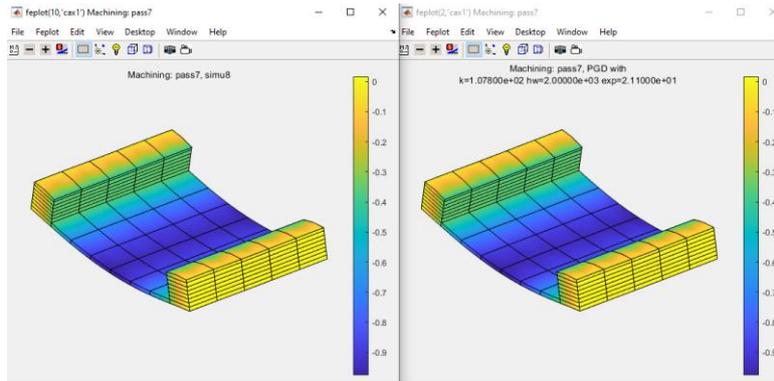


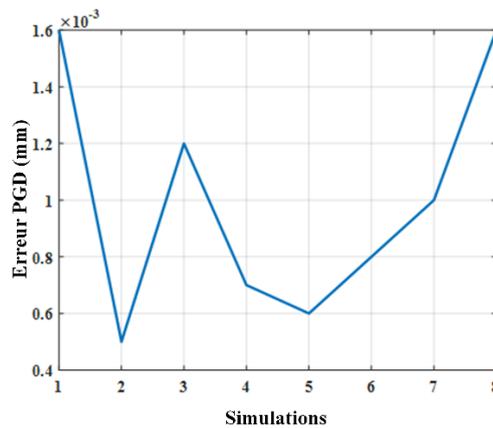
Figure 3.13 Chaîne numérique pour la création de la base PGD

3. Optimisation du champ de CR simulé



(a)

(b)



(c)

Figure 3.14 Résultats de la PGD ; (a) Champ de déplacements de la passe 7 pour un champ de contraintes issu de la simulation 8 ; (b) Champ de déplacements PGD ; (c) Erreur ε_{PGD} par rapport aux simulations du plan d'expériences

Afin de vérifier le comportement de l'approche PGD pour des paramètres de simulation TTh différents (valeurs intermédiaires), et en utilisant la même chaîne numérique, 6 simulations de référence ont été réalisées (tableau 3.3).

Tableau 3.3 Paramètres intermédiaires des simulations de référence

Simulation	λ (%)	h_w (%)	α (%)
1	-3,75	-17,1429	3,75
2	-2,5	-11,4286	2,5
3	-1,25	-5,7143	1,25
4	1,25	2,8571	-1,25
5	2,5	8,5714	-2,5
6	3,75	14,2857	-3,75

L'erreur $\varepsilon_{PGD,ref}$ entre le champ des déplacements des simulations de référence et le champ des déplacements avec les mêmes conditions de simulation (λ , α , h_w) en utilisant la base PGD a été calculée. La Figure 3.15 montre les erreurs de la base PGD par rapport aux simulations de références. Les erreurs

3. Optimisation du champ de CR simulé

sont de l'ordre de 10^{-1} mm par rapport aux simulations de référence 3 et 4. Ces valeurs d'erreurs sont importantes vis-à-vis du déplacement maximal mesuré (2,4 mm) ce qui indique que la base PGD doit être enrichie pour avoir une approximation plus précise.

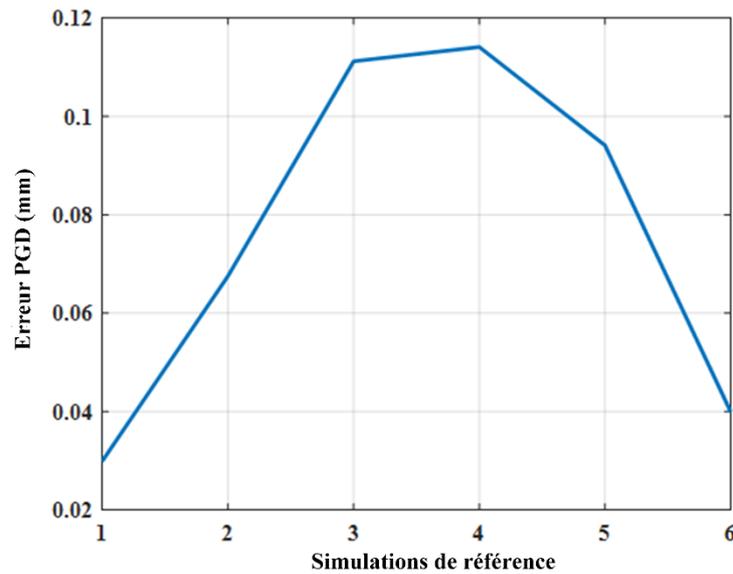


Figure 3.15 Erreur de la base PGD à 8 profils par rapport aux simulations de référence

Une base de 27 profils a été faite en utilisant les mêmes facteurs (λ, α, h_w) avec 3 niveaux $(-1, 0, 1)$ (Annexe A). Les erreurs de cette base par rapport aux simulations de référence ont été calculées. La Figure 3.16 illustre qu'avec la base de 27 profils les erreurs par rapport aux simulations de référence sont de l'ordre de $5 * 10^{-2} \text{ mm}$. Dans notre cas et pour l'usinage des pièces de grandes dimensions, une erreur maximale de l'ordre de $5 * 10^{-2} \text{ mm}$ est acceptable. Pour cette raison, une base PGD de 27 profils sera utilisée dans la suite des travaux.

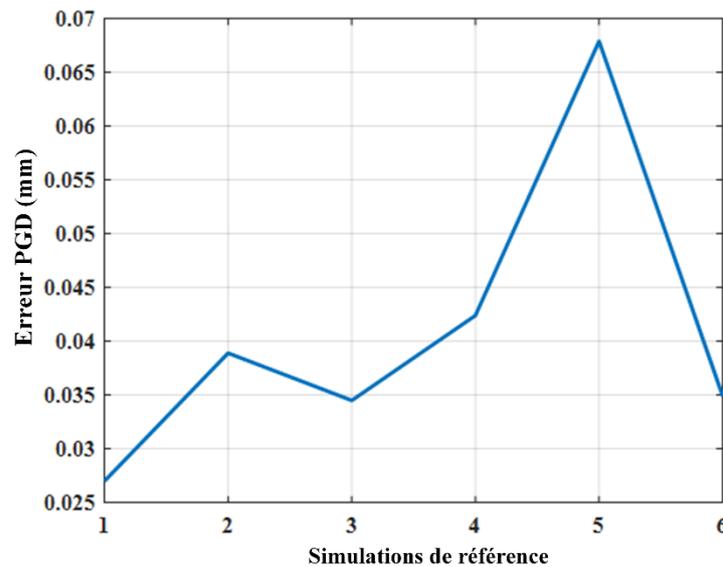


Figure 3.16 Erreur de la base PGD à 27 profils par rapport aux simulations de référence

3. Optimisation du champ de CR simulé

4. Etude de cas

Dans cette section, l'optimisation est faite sur la géométrie illustrée sur la Figure 3.17. L'expérience a été réalisée sur une plaque 7075-T6 de dimension 300 x 200 x 40 mm³. La stratégie d'usinage adoptée consiste à effectuer 15 passes de 2 mm de profondeur. Cette géométrie a été choisie pour maximiser les déformations selon la longueur de la pièce. Il a été choisi d'usiner avec une fraise de diamètre 25 mm alors que les rainures ont une largeur de 40 mm. Les conditions de coupe sont indiquées dans le Tableau 3.4. Les différents travaux expérimentaux ont été réalisés à l'aide d'une machine 5 axes. Un protocole expérimental a été défini pour suivre la distorsion de la pièce après chaque enlèvement de matière.

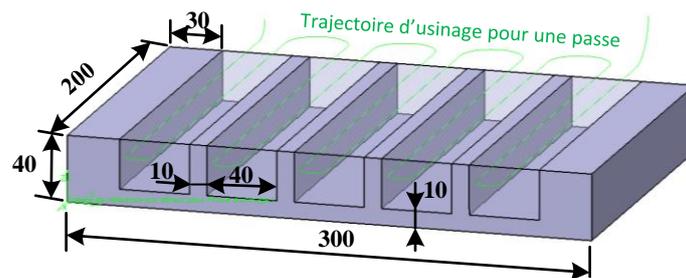


Figure 3.17 Dimensions et géométrie de la pièce

Tableau 3.4 Conditions de coupe

Conditions de coupe	V_c (m/min)	a_p (mm)	N (tr/min)	f_z (mm/dent/tr)
Valeurs	1 000	2	12 700	0.08

4.1. Protocole expérimental du rainurage

Un système de bridage a été utilisé dans un premier temps pour limiter les déformations de la pièce durant son usinage. La Figure 3.18 illustre la mise en œuvre des différents composants en position bridée. Deux plaques supplémentaires ont été utilisées afin de répartir l'effort de bridage de la pièce sur la plaque EROWA. La configuration de l'ensemble pendant la phase de débridage est illustrée à la Figure 3.18. La vis centrale reste en position serrée pendant la phase de mesure pour éviter de perdre la position de la pièce. Par précaution, la pièce a été mesurée avant et après l'usinage des trous pour s'assurer qu'il n'y avait aucun effet sur sa déformation.

3. Optimisation du champ de CR simulé

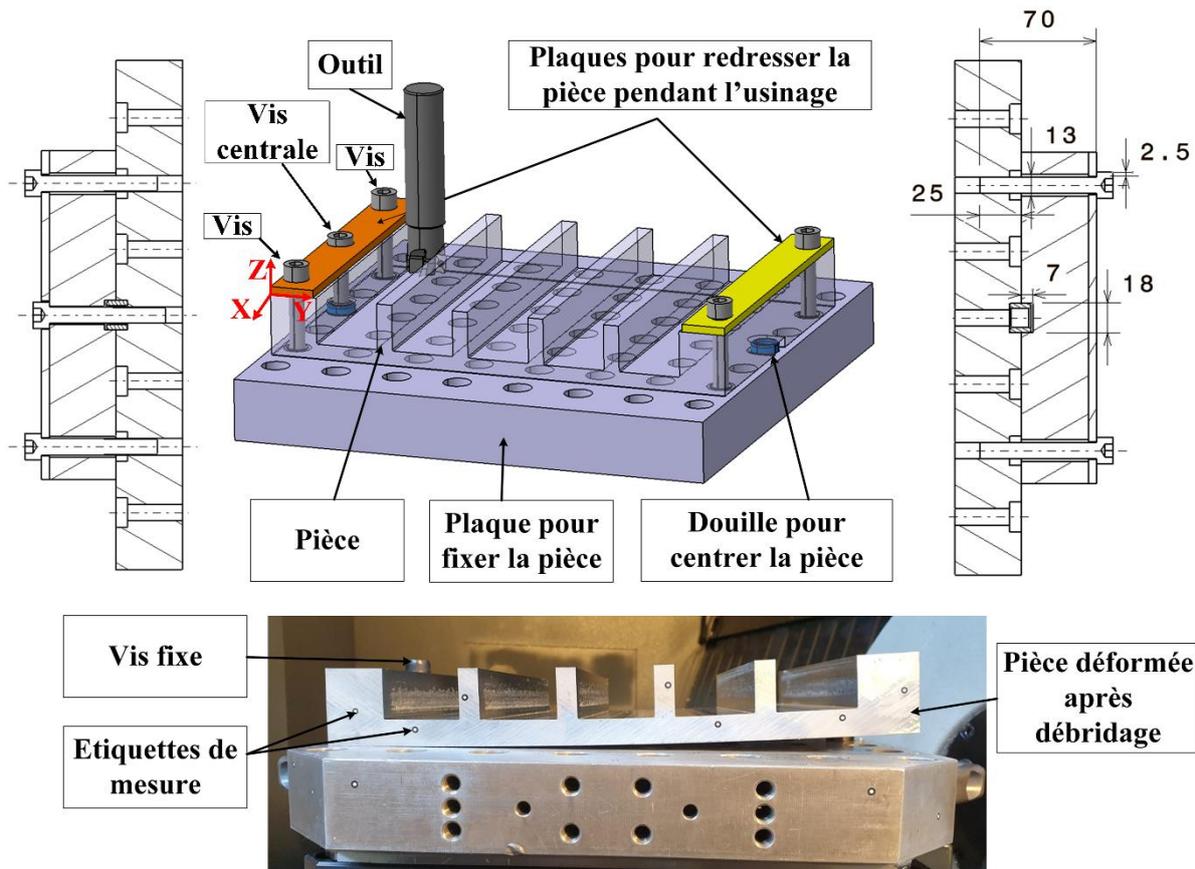


Figure 3.18 Montage d'usinage avec une photo de la pièce débridée

4.2. Mesure de la distorsion

A la fin de la mesure, un STL de la pièce mesurée a été créé. Pour chaque enlèvement de matière, la déformation de la pièce a été mesurée avant l'usinage, après l'usinage et après le débridage. Pendant ces mesures, la table de la machine avec le système de bridage tourne autour l'axe Z de la machine pour mesurer toutes les surfaces de la pièce. De plus, comme la surface usinée est brillante, un spray matant est pulvérisé sur la pièce. En parallèle du scanner 3D, plusieurs points de la pièce ont été mesurés à l'aide du palpeur de mesure de la machine 5 axes avant le débridage et après le re-bridage. Ces mesures permettent de vérifier que la pièce est bien serrée afin de garantir un enlèvement constant de la pièce.

4.2.1. Principe d'alignement

Des autocollants ont été apposés sur la pièce pour permettre, en détectant leur position, de recalibrer les mesures de la même pièce à partir d'une unique image. La pièce mesurée est comparée à la géométrie nominale non déformée (qui correspond à une pièce sans CR initiales ou induites) ou à la pièce simulée. Auparavant, une opération manuelle a été effectuée sur chaque mesure afin de combler les éventuels trous dans le maillage et de lisser les surépaisseurs dues aux autocollants non détectés. Le logiciel GOM Inspect permet de modifier manuellement le maillage et d'opérer la comparaison entre les deux pièces. Un point de référence a également été défini manuellement pour le placer dans un coin de la pièce et obtenir ainsi le même point de référence que le programme d'usinage. Un script Python a été développé pour contrôler les commandes du logiciel GOM Inspect. Il automatise la comparaison des 15 mesures et l'extraction des courbes nécessaires. L'alignement est affiné par un ajustement local de type best fit sur la zone sélectionnée en rouge visible sur la Figure 3.18(a). La vis centrale n'est pas sélectionnée dans ce cas car elle n'existe pas dans la pièce simulée.

3. Optimisation du champ de CR simulé

4.2.2. Contrôle d'alignement

Comme les mesures données par le logiciel sont totalement dépendantes de la façon dont les pièces sont alignées entre elles puisqu'il s'agit d'écart relatifs, il a été décidé de vérifier que l'alignement est correct en palpant 4 points deux fois par passe (avant débridage de la passe #i et après bridage de la passe #i+1). Ces quatre points palpés à X = 20 mm et X = 180 mm sont visibles sur la Figure 3.19(b). Dans le cas du plan X180, la Figure 3.19(c) montre la méthode de calcul de l'écart entre les points palpés et la mesure GOM après la passe #13. Le même écart d13 avec les écarts déduits de mesures effectuées après chacune des 14 premières passes est illustré sur la Figure 3.19(d). La moyenne de ces valeurs d'écart est inférieure à 0.01 mm par rapport à la ligne zéro (ligne bleue dans la Figure 3.19(d)). Le même graphique selon le plan X = 20 mm existe également et sa moyenne se situe à 0,008 mm. Ces valeurs démontrent que la mesure avec le scanner GOM ainsi que le protocole d'alignement est robuste. Ce protocole d'alignement sera dans la suite utilisé pour comparer les mesures GOM avec les simulations.

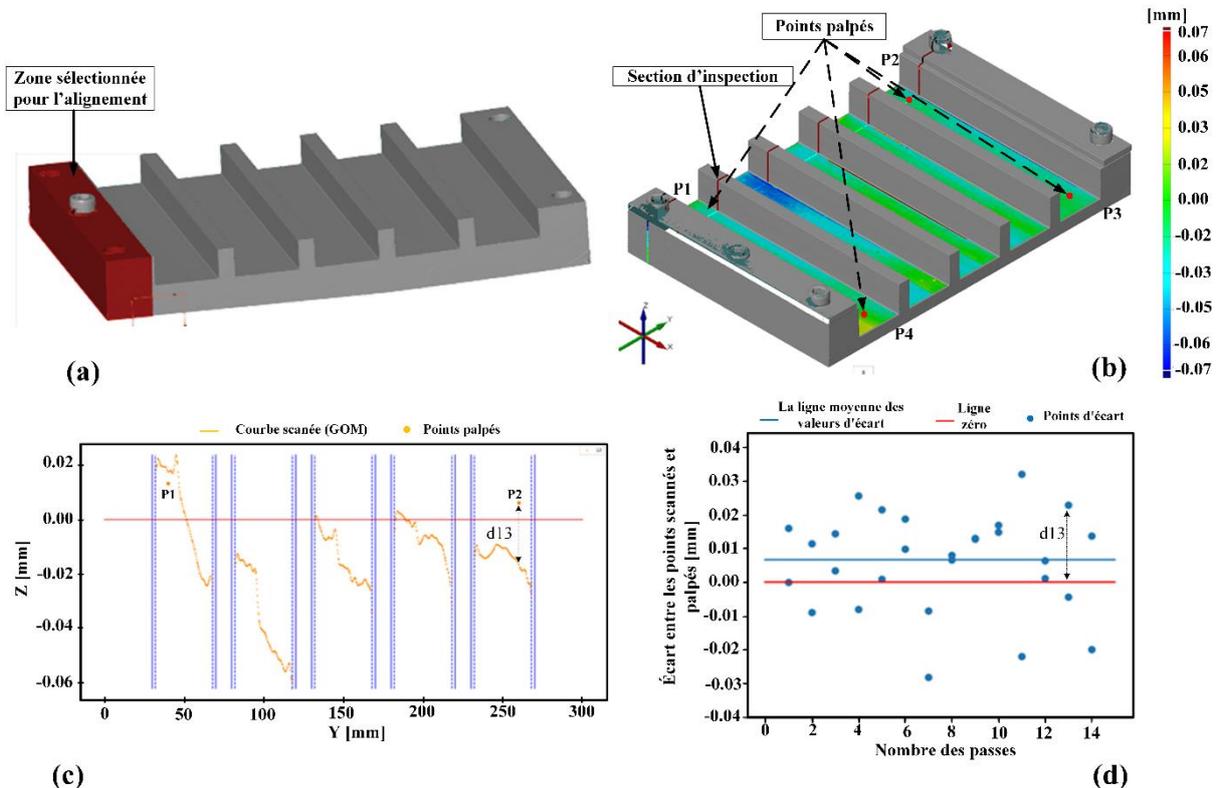


Figure 3.19 Contrôle de l'alignement : (a) Zone sélectionnée pour l'alignement ; (b) Vue 3D du positionnement des points palpés et de la section d'inspection; (c) Ecart entre la courbe scannée et les points palpés pour l'enlèvement de la passe #13; (d) Ecart entre la courbe scannée et les points palpés (P1 et P2) pour les 14 passes

Une fois les pièces alignées, il est possible de déterminer un écart entre la surface mesurée et la surface nominale (pièce sans déformations). Une échelle de couleur représentative de cet écart est générée. Il est possible de choisir la direction de cette déviation le long d'un axe. Ici les déviations mesurées sont le long de Z+. L'écart entre les mesures GOM et les CAO nominale a été faite pour les 15 différentes passes. La référence est dans ce cas la pièce nominale (non déformée). Les valeurs des déviations correspondent aux distances entre les points réels (mesure GOM) et leur projection sur la surface nominale selon l'axe Z+. Ces déviations, qui ont été déterminées en utilisant le logiciel GOM Inspect, sont représentées sur la Figure 3.19. L'alignement est ensuite fait sur la partie fixe de la pièce. La Figure 3.20 illustre l'écart géométrique $e = Z_{\text{pièce mesurée}} - Z_{\text{CAO}}$ entre la pièce mesurée et la pièce

3. Optimisation du champ de CR simulé

nominale (non déformée) pour chacune des 15 passes sur les fonds des rainures dans le plan de symétrie vertical de la pièce qui est défini par la cote $X = 100$ mm. L'écart augmente pendant les 14 premières passes jusqu'à arriver à un écart maximal de 7,3 mm. L'écart diminue ensuite pour la passe #15 par rapport à la passe #14. Cette diminution de déformation est due au passage des contraintes résiduelles de traction au centre de la pièce aux contraintes de compression près de la surface. Cette interprétation sera confirmée dans le chapitre 4 par les mesures des efforts de bridage. L'amplitude des écarts est de l'ordre de plusieurs millimètres, ce qui justifie que des petits écarts de l'ordre du centième sont négligeables dans ce cas. Cette simplification a du sens ici, mais ce ne sera pas forcément toujours le cas car un simple changement de repère (prendre comme origine le centre de la pièce par exemple) a pour impact de fortement réduire l'amplitude maximale des écarts et un écart du dixième ne serait peut-être plus négligeable. Il est important de garder en tête que déplacer le repère au milieu de la pièce ne signifie pas diviser l'amplitude par deux puisqu'il y a un effet de projection et l'amplitude maximale dépend de la tangente au niveau de l'origine.

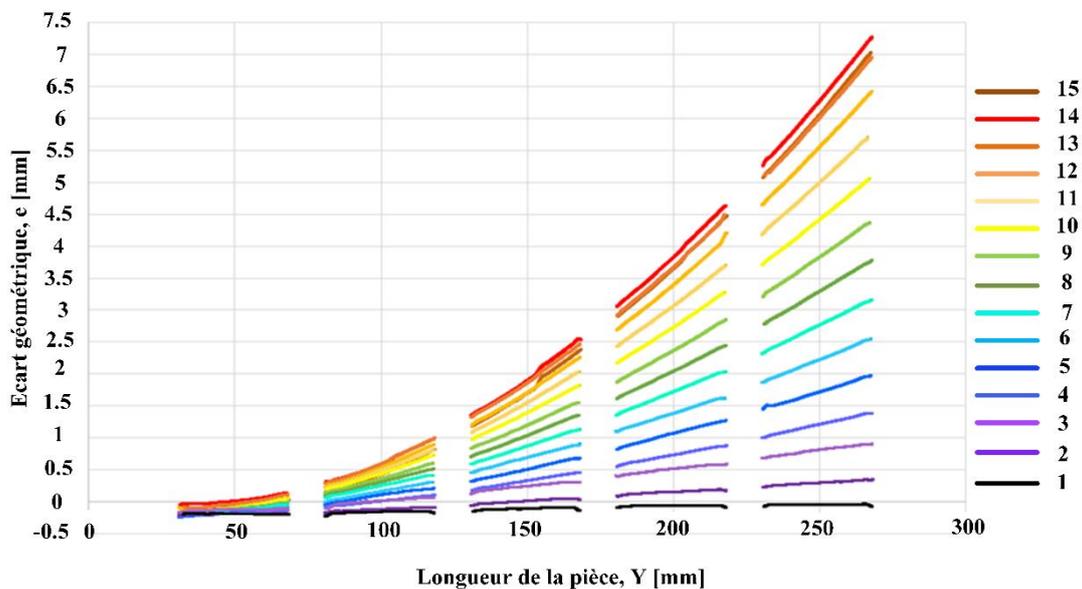


Figure 3.20 Les écarts géométriques des fonds des rainures selon l'axe $Z+$ entre le CAO nominale (non déformé) et le CAO de la mesure GOM pour les 15 passes selon l'axe Y à $X = 100$ mm

4.3. Simulation du rainurage

4.3.1. Outil DISTUS

L'outil DISTUS développé sous SYSWELD par le groupe ESI et FRAMATOME a été utilisé pour simuler la distorsion d'une pièce générée par un enlèvement massif de matière. Cette méthode utilise un maillage prédéfini pour représenter la géométrie usinée. Les différentes étapes de cette méthode sont illustrées dans la Figure 3.21. Comme le décrit la Figure 3.21(a), la première étape consiste à récupérer le champ des déplacements et des contraintes après la passe précédente. La géométrie de la pièce après la passe courante est définie sur le maillage non déformé comme le montre la Figure 3.21(b). Le champ des déplacements est ensuite projeté sur le maillage de la passe courante. Une étape de correction (redressement des nœuds qui dépassent la surface de coupe) est ensuite appliquée comme représenté sur les Figures 3.21(c) et 3.21(d). Cette étape définit le volume de matière enlevé par l'outil. Puis, le champ des contraintes est projeté sur le maillage de la passe courante corrigé. Un calcul statique est fait pour effectuer un rééquilibrage des contraintes après enlèvement des mailles. Durant ces étapes de calcul, la

3. Optimisation du champ de CR simulé

pièce est soumise à des conditions aux limites représentatives de celles expérimentales. Enfin, l'étape de débridage se fait avec un maintien isostatique de la pièce pour observer les déformations de la pièce.

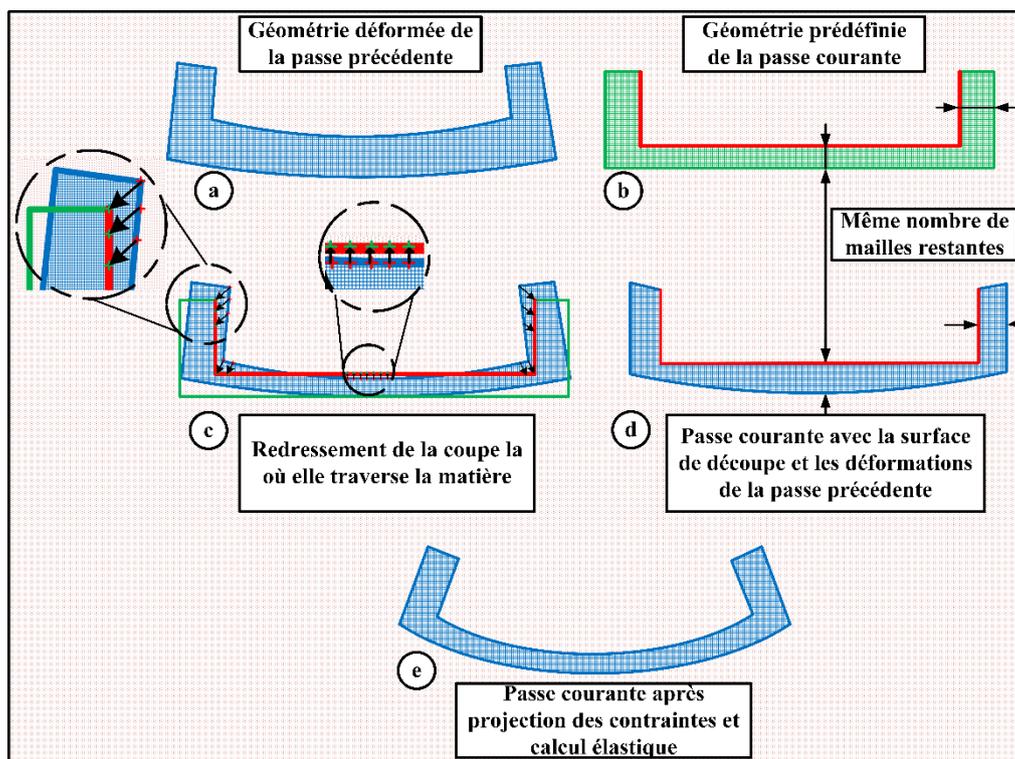


Figure 3.21 Principe de l'outil de simulation d'usinage DISTUS

4.3.2. Simulation du rainurage

Un modèle qui prend en compte les déformations des passes précédentes (effets de séquence), des conditions de bridage/débridage et des contraintes résiduelles initiales a été développé. Les conditions aux limites du système de bridage utilisé expérimentalement sont présentées dans la Figure 3.22. Une pression de 16 kN/plaque a été appliquée sur les deux côtés de la pièce par des éléments 2D (Surface verte et rouge Figure 3.22(a)). Les nœuds de la surface inférieure ont été dupliqués pour construire un maillage composé d'éléments 2D (bloqués dans la direction Z) qui représente la plaque EROWA comme l'illustre la Figure 3.22(b). Après chaque passe, la pièce est débridée puis re-bridée pour usiner la passe suivante. Après chaque passe, un STL de la pièce simulée débridée a été créé et comparé à la pièce mesurée. La méthodologie de comparaison entre la pièce simulée et la pièce mesurée sera illustrée dans la section suivante.

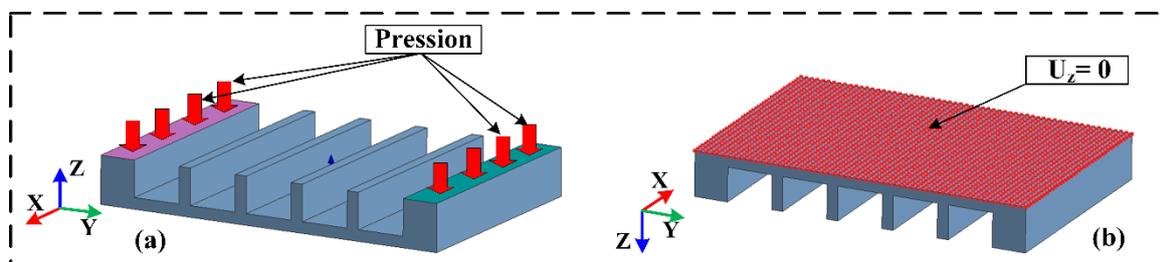


Figure 3.22 Conditions aux limites pour la simulation du rainurage

3. Optimisation du champ de CR simulé

4.4. Comparaison expérimentale/simulation

La simulation dans cette section correspond à un enlèvement de matière avec le champ de CR discuté et validé dans le chapitre 2. Dans ce cas, les STLs nominaux, utilisés dans la section précédente, sont remplacés par les STLs de simulation. En utilisant le même script de comparaison, les écarts géométriques U_z entre les 15 passes de simulations et les 15 passes de mesure ont été calculés. L'inspection a été faite sur la section centrale ($X = 100$ mm) et la référence est la mesure réelle. La Figure 3.23 reproduit l'écart géométrique pour les 15 passes selon la longueur de la pièce. Une interpolation linéaire entre les points expérimentaux a été utilisée pour récupérer une valeur tous les 0,1 mm. L'inspection a été faite sur les fonds des rainures et le haut des nervures. Les 6 premiers écarts sont positifs ($e = Z_{exp} - Z_{num} > 0$) ce que signifie que la simulation prévoit une déformation moins importante que la déformation expérimentale. Tandis que le reste des écarts est négatif ($e = Z_{exp} - Z_{num} < 0$), ce que signifie que la simulation prévoit une déformation plus importante que la déformation expérimentale. Les valeurs des écarts augmentent avec l'augmentation de volume de matière enlevée. Après la passe #15, un écart maximal de $e \approx 0.8$ mm a été trouvé. Les écarts sur les hauts des nervures sont dus à des erreurs de simulation par rapport l'expérimentation, tandis que les écarts sur les fonds des rainures sont dus à la fois à des erreurs de simulation et d'usinage. A partir de la passe #13 d'usinage, un saut d'écart est constaté au fond des rainures. En effet, puisque le diamètre de l'outil est plus petit que la largeur de rainure, l'usinage d'une rainure est réalisé en deux passes. Ces sauts/marches résultent de la trajectoire de l'outil et au fait que la pièce se déforme entre les deux passages de l'outil dans la même rainure qui n'a pas été simulée.

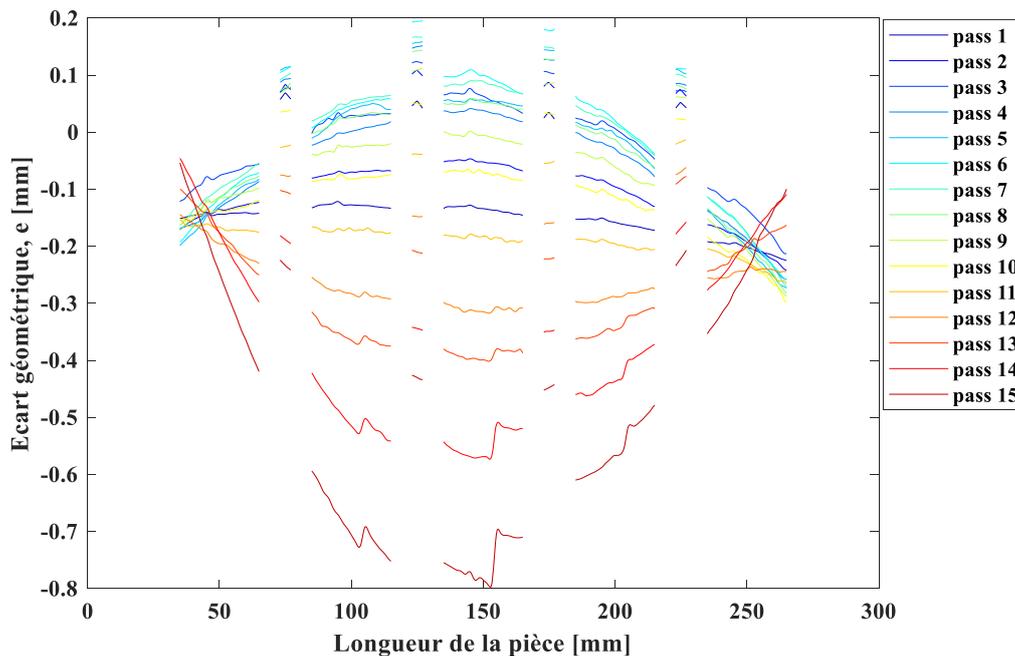


Figure 3.23 Ecarts géométriques entre les mesures et les simulations pour les 15 passes

En utilisant l'optimisation, l'idée sera donc de réduire ces écarts en optimisant le champ de CR initial. Pour ce faire, un critère sur ces écarts doit être défini au travers d'une fonction coût qui sera à minimiser. Nous avons choisi de baser cette fonction coût sur un cumul de moyennes d'erreurs E_m calculées sur les rainures ainsi que sur le haut des nervures. Ces erreurs moyennes sont représentées sur la Figure 3.24. Elles sont définies par $E_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n ei$, où n est le nombre de points interpolés de la Figure 3.23.

3. Optimisation du champ de CR simulé

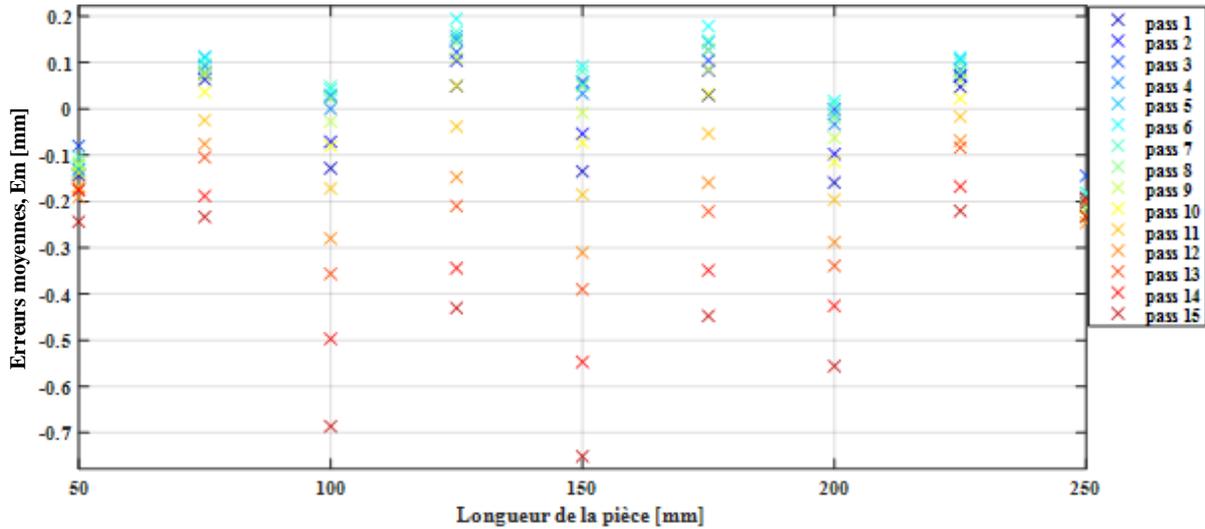


Figure 3.24 Erreur moyenne d'écart, E_m , sur le fond des rainures et le haut de nervures

Plusieurs définitions pour la fonction coût ont été évaluées. Un récapitulatif est donné dans le Tableau 3.5. Au final nous avons choisi la définition correspondant à la première ligne de ce tableau comme le montre l'Equation (26) :

$$e_{m,tot} = \sum_{j=1}^{Jmax} (E_m)^2 \quad (26)$$

avec $Jmax$ est le nombre des intervalles d'inspection (5 fonds de rainures+ 4 hauts des nervures). Dans notre cas, $Jmax = 9$ pour calculer l'erreur totale sur tous les intervalles d'inspection.

Tableau 3.5 Critères de comparaison mesures et simulation

	Fonds des rainures ($Jmax = 5$)	Hauts des nervures ($Jmax = 4$)	5 fonds des rainures + Hauts des nervures ($Jmax = 9$)
$e_{m1,tot} = \sum_{j=1}^{Jmax} (E_{m,j})^2$ [mm ²]	1.4570	0.4886	1.9455
$e_{m2,tot} = \frac{1}{Jmax} \sum_{j=1}^{Jmax} E_{m,j} $ [mm]	0.2744	0.1480	0.4223
$e_{m3,tot} = \frac{1}{Jmax^2} \sum_{j=1}^{Jmax} (E_{m,j})^2$ [mm ²]	0.0180	0.0060	0.0240
$e_{m4,tot} = \frac{\sum_{j=1}^{Jmax} E_{m,j} }{\max E_{m,j} }$	3.2892	2.4393	3.4523

Dans la section suivante, l'optimisation avec le maillage raffiné sera détaillée.

4.5. Optimisation

L'objectif est d'optimiser le champ de CR simulé en utilisant des mesures réelles. Pour ce faire, un plan d'expériences numérique a été simulé en utilisant la chaîne numérique illustrée dans la Figure 3.13. Ce plan d'expériences a été fait en utilisant un maillage raffiné et il est défini par 27 jeux de paramètres (3 facteurs (λ, α, h_w) à 3 niveaux). En raison de problèmes de convergence causés par la projection des CR dans le maillage d'usinage, 4 simulations n'ont pas été retenues dans le plan d'expériences. Les 23 simulations restantes du TTh ont été utilisées pour construire la base réduite des

3. Optimisation du champ de CR simulé

CR à partir d'une technique SVD. Quatre modes ont été suffisants pour représenter la base initiale avec un critère de troncature $\varepsilon_{SVD} \approx 10^{-2}$. Ce critère permet de représenter la base initiale des CR avec une erreur maximale d'environ 10 MPa. La Figure 3.25 montre l'erreur relative des valeurs singulières des 23 modes utilisés.

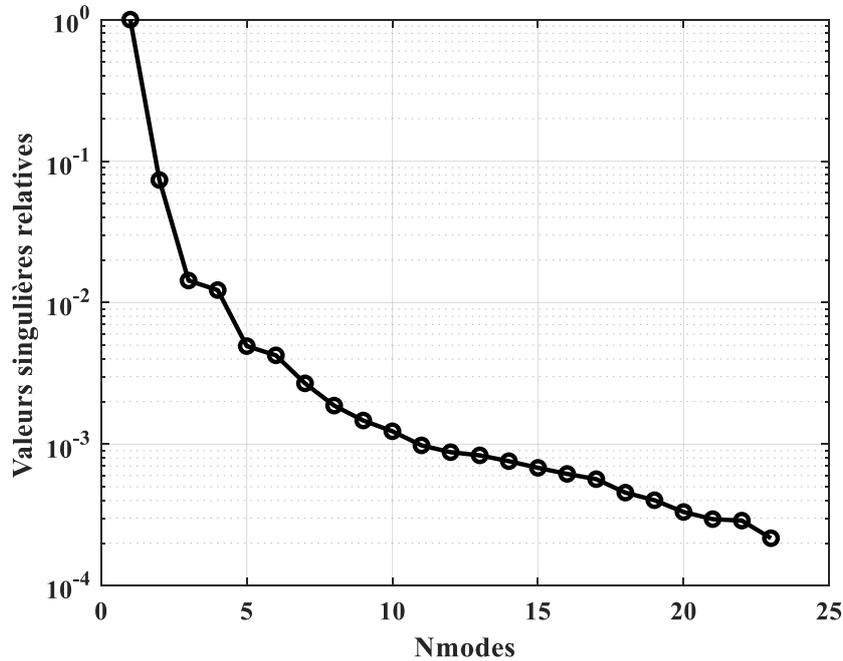


Figure 3.25 Valeurs singulières relatives par rapport au nombre des modes

Le champ de CR qui sera optimisé est ainsi une combinaison linéaire $\tilde{\sigma}_{sim}$ de ces quatre modes SVD comme le détail l'Equation (27).

$$\tilde{\sigma}_{sim} = \sum_{j=1}^4 \alpha_j U_j = \alpha_1 U_1 + \alpha_2 U_2 + \alpha_3 U_3 + \alpha_4 U_4 \quad (27)$$

Par rapport à la deuxième approche d'optimisation présentée section 3.4, nous proposons dans cette section de directement mener l'optimisation sur ces quatre coefficients α_j au lieu des paramètres d'entrées du TTh (λ, α, h_w). L'application de la deuxième approche d'optimisation présentée section 3.4 est ainsi légèrement modifiée et la représentation PGD des déplacements u est ainsi écrite comme suit :

$$u(\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4) \approx \sum_{i=1}^n F_{\alpha_1}^i(\alpha_1) \cdot F_{\alpha_2}^i(\alpha_2) \cdot F_{\alpha_3}^i(\alpha_3) \cdot F_{\alpha_4}^i(\alpha_4). \quad (29)$$

Comme précédemment, les fonctions $F_{\alpha_j}^i$ restent des fonctions à noyau radial de type multi-quadratique. Nous avons également choisi pour erreur seuil $\varepsilon_{PGD} < 10^{-6}$. Ceci a été atteint pour $n = 4$.

L'erreur ε_{PGD} , introduite par l'Equation (25), vis-à-vis des déplacements mesurés après la passe #15, ne dépasse pas $3,41 \cdot 10^{-13}$ lorsqu'elle est calculée pour chacun de 23 modes de la base initiale. Cette erreur très faible montre que la fonction de l'approximation SVD reproduit particulièrement bien les vecteurs de départ.

La minimisation de l'écart géométrique entre le STL créé par l'approximation PGD et celui mesuré expérimentalement permet d'identifier les coefficients α_j par optimisation. Le même protocole de comparaison illustré dans les sections précédentes a été utilisé. L'ensemble des calculs ont été

3. Optimisation du champ de CR simulé

effectués sur MATLAB pour réduire les temps de calcul en évitant l'interaction MATLAB et GOM Inspect. Ce passage d'un traitement complet sur MATLAB a été validé de manière à vérifier que la procédure de calcul utilisée est bien la même que celle employée par le logiciel GOM Inspect. L'optimisation a été faite en minimisant l'écart maximal des surfaces des fonds des rainures entre le STL simulé et celui mesuré expérimentalement de la passe #15. Ceci correspond à la colonne pour $J_{\max}=5$ dans le Tableau 3.5.

Au début, l'optimisation a été faite en utilisant l'algorithme *fminsearch*. En utilisant cet algorithme, les bornes maximales et minimales des coefficients cherchés ne peuvent pas être définies. A cause de cela, l'algorithme peut utiliser des coefficients hors de la base réduite par extrapolation et par conséquent les résultats ne seront plus précis. Pour cette raison, un algorithme permettant de contourner le problème a été utilisé dans cette section.

L'objectif de l'optimisation est de trouver les coefficients α_j permettant de réduire l'écart entre les déplacements simulés et les déplacements mesurés. Dans la suite, l'optimisation est faite uniquement sur la passe #15 sachant que la même procédure peut être faite sur les autres passes. Pour initialiser la boucle d'optimisation, les coefficients $\alpha_{j,départ}$ ont été choisis égaux à la moyenne des lignes de la matrice Γ_r (Equation (21)), ce qui donne :

$$\alpha_{départ} = 10^4 \begin{pmatrix} 4.6992 \\ -0.0169 \\ -0.0003 \\ 0.0003 \end{pmatrix}.$$

Cette valeur initiale donne, pour la passe #15, un écart géométrique supérieur à -0,8 mm par rapport à la pièce réelle (courbe en rouge sur la Figure 3.27). Un algorithme génétique a été choisi pour faire l'optimisation. L'algorithme *fminseach* conduisait à des valeurs de coefficients hors du domaine utilisé pour construire la base réduite et donc introduisant une extrapolation pouvant ne pas correspondre à des champs réalistes. En utilisant la combinaison initiale, l'écart au moindre carré entre les maxima des fonds de rainure est de 3,26 mm². Après 400 générations cet écart est réduit à 2.32 mm² comme le montre la Figure 3.26.

3. Optimisation du champ de CR simulé

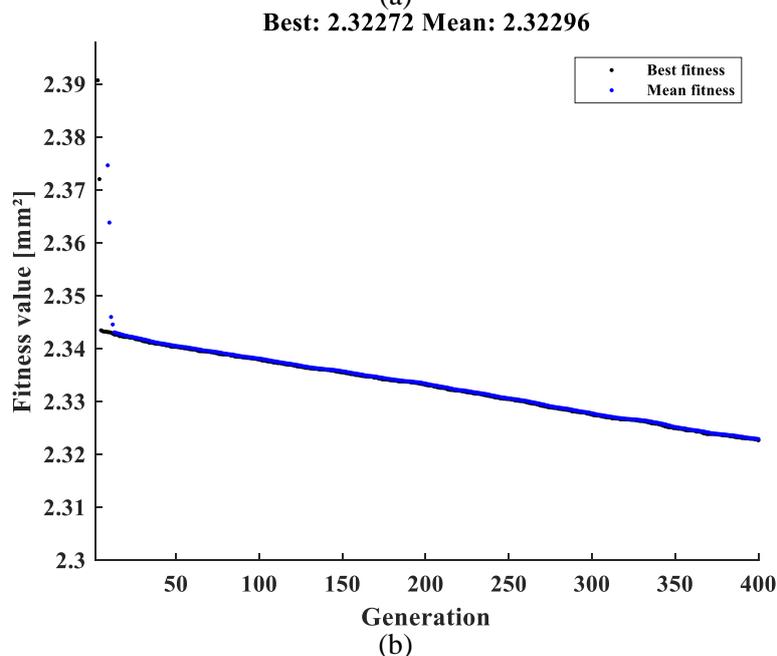
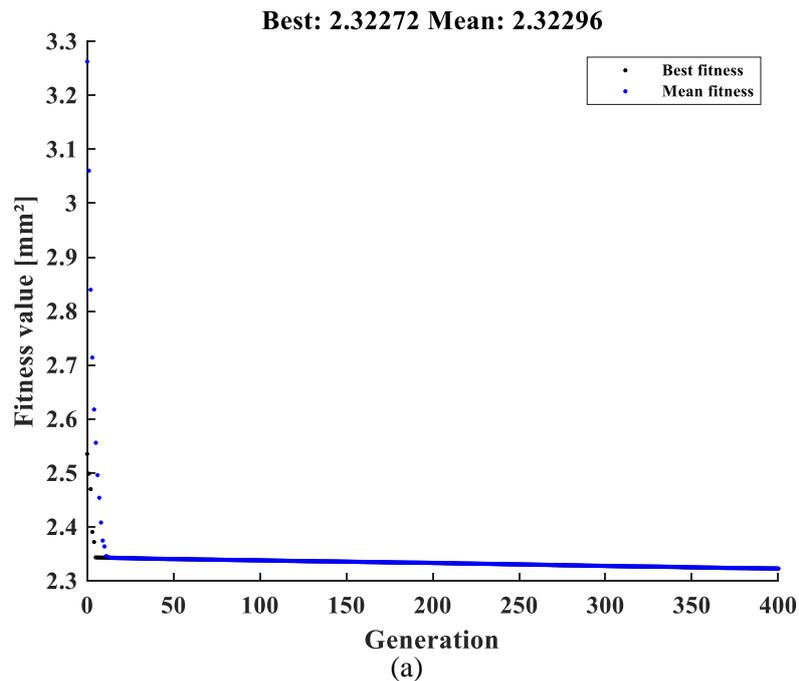


Figure 3.26 (a) Résultats d'optimisation en utilisant l'algorithme génétique – (b) Vue d'ensemble à gauche et détaillée pour les faibles erreurs à droite

A la fin de l'optimisation, le champ de déplacements optimisé a été comparé à la pièce réelle en utilisant l'alignement développé sur le logiciel GOM pour valider la procédure. L'écart $e = Z_{exp} - Z_{num}$ a été calculé comme le montre la Figure 3.27. L'écart géométrique maximal entre la simulation et la pièce réelle est amélioré de -0,8 mm pour la simulation brute (avant optimisation) à -0,7 mm après optimisation. L'écart moyen au sens des moindres carrés sur les fonds des rainures et les hauts des nervures est minimisé de $e_{m1,tot} = 1.94 \text{ mm}^2$ pour la simulation brute à $e_{m1,tot,opt} = 1.56 \text{ mm}^2$ après optimisation.

3. Optimisation du champ de CR simulé

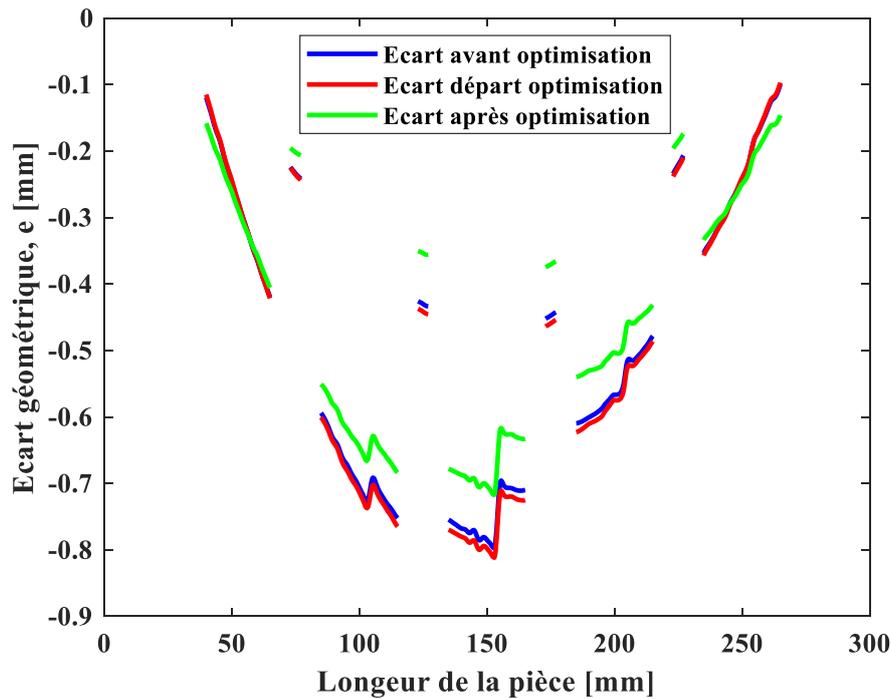


Figure 3.27 Ecart géométrique entre la pièce simulée et la pièce réelle

A la fin d'optimisation, le champ de CR a été reconstruit en utilisant les coefficients $\alpha_{j,opt}$.

$$\alpha_{opt} = 10^4 \begin{pmatrix} 5.0366 \\ -0.6006 \\ -0.0893 \\ -0.1016 \end{pmatrix}$$

Discussion

L'objectif de ce chapitre est de prendre en compte la variabilité des champs de CR ainsi que l'influence de cette variabilité sur la prédiction des déplacements. Avec la chaîne numérique utilisée dans ce chapitre, l'écart géométrique entre la pièce simulée et la pièce mesurée de la passe #15 a été réduit d'environ 0,1 mm. Ces résultats valident l'approche utilisée même si cet écart n'a été minimisé que de 12,5%. Ceci est dû aux deux facteurs suivants :

- La base utilisée pour les champs de CR peut être enrichie par un plan d'expériences plus large avec la variation des autres paramètres d'entrées (module d'Young, E, limite d'élasticité, σ_0, \dots). Cette base peut aussi être enrichie en prenant des valeurs intermédiaires (plus de 3 niveaux pour la construction de plan d'expériences).
- Le modèle d'enlèvement de matière utilisé dans cette optimisation est un modèle utilisant un maillage prédéfini. L'utilisation de la méthode level-set permettrait d'avoir un enlèvement de matière sensiblement plus réaliste ce qui pourrait améliorer les résultats de l'optimisation. Ainsi, comme discuté dans la section 4.3.1, l'utilisation de l'outil DISTUS est limitée à la correction de la surface usinée en déplaçant les nœuds sur la surface découpée et est peu précis pour définir un enlèvement de matière sur une pièce dont la déformation est importante.

5. Conclusion

Ce chapitre a commencé par une revue de la littérature sur la réduction de modèles numériques. Les avantages et les inconvénients de chaque méthode ont été discutés afin de choisir la méthode adoptée pour notre étude. Ces méthodes peuvent être classées en deux catégories : les méthodes a posteriori et les méthodes a priori. POD et SVD sont deux méthodes a posteriori qui construisent des bases réduites en utilisant l'évolution du champ discret déjà calculé. Selon ce principe, dans notre cas, il est nécessaire de lancer une simulation du TTh coûteuse à chaque itération d'optimisation. Ces méthodes sont précises mais elles sont chronophages pour les simulations thermomécaniques. La PGD permet quant à elle de construire une approximation d'ordre réduit a priori et donc de n'effectuer les simulations du TTh qu'en amont de l'optimisation rendant cette dernière sensiblement plus efficace et compatible avec un usage « temps réel » pour améliorer une opération d'usinage.

La deuxième section de ce chapitre a été consacrée à la mise en place de la boucle de détermination, qui passe par un algorithme d'optimisation des champs de CR, adaptée à notre cas d'étude. Dans cette section, les calculs ont été effectués avec un maillage grossier. Deux méthodes d'optimisation utilisant deux méthodes de réduction de modèle différentes ont été testées. L'optimisation dans cette section est virtuelle car la référence est également une simulation. Une base de profils de contraintes résiduelles déduits d'un plan d'expériences basé sur les incertitudes et les sensibilités des données de simulation du traitement thermique appliqué, avant usinage, a été construite.

La première approche est basée sur l'utilisation de la SVD pour construire une base réduite dont la combinaison des vecteurs est utilisée pour représenter le champ de CR recherché. Cette combinaison est mise à jour après chaque itération d'optimisation afin de réduire l'écart géométrique entre la simulation et la référence. En utilisant cette méthode, la combinaison de référence a été retrouvée après de longs temps de calcul. Une 2^{ème} approche qui est basée sur l'utilisation de PGD pour réduire l'écart géométrique entre la référence et la simulation a été évaluée. Le problème non linéaire à résoudre est le passage d'un ensemble de paramètres (λ, α, h_w) à un champ de déplacement $U_{dép}$. Après enrichissement de la base par le plan d'expériences initial, des simulations de référence ont été utilisées pour valider la procédure.

Après avoir mis en place et validé la boucle d'optimisation sur un cas virtuel, une étude sur un cas réel a été traitée. Un protocole expérimental a été mis en place pour mesurer les distorsions de la pièce après chaque passe. La mesure des distorsions a été effectuée à l'aide d'un scanner 3D GOM. Le même protocole expérimental a été modélisé et simulé. Ensuite, un protocole pour comparer les déformations entre la pièce simulée et celle mesurée expérimentalement a été réalisé et validé sur le logiciel GOM Inspect. La 2^{ème} approche a été adoptée pour la construction de la base réduite, une combinaison linéaire de champs de contraintes a été optimisée. L'optimisation a été faite avant la dernière passe d'usinage et la procédure peut être généralisée sur toutes les passes d'usinage. Les résultats de l'optimisation ont montré qu'il est possible d'estimer, grâce à une optimisation, le champ de CR avant usinage. Cette connaissance est nécessaire pour modifier le process d'usinage initialement prévu afin d'améliorer la forme de la pièce après débridage. L'approche peut cependant être améliorée en utilisant une base de CR plus riche et la méthode level-set pour avoir une représentation plus réaliste de l'enlèvement de matière. Ces deux améliorations permettraient de réduire la déviation géométrique observée entre simulation et réalité.

4. Caractérisation et correction des distorsions

Sommaire

Chapitre 4 :	108
Caractérisation et correction des distorsions	108
1. Introduction	108
2. Montage Instrumenté	109
2.1. Principe théorique du montage	109
2.2. Montage Instrumenté	109
3. Utilisation du montage instrumenté	110
3.1. Etude de cas pièce #1	110
3.2. Cas d'étude pièce #2	114
a. Résultats de palpage	117
b. Résultats des efforts de bridage	118
c. Corrélation entre les CR et les efforts de bridage	120
d. Mesure de la distorsion	121
4. Correction numérique	123
4.1. Level-set	123
4.2. Correction numérique	125
5. Conclusion	128

Chapitre 4 :

Caractérisation et correction des distorsions

1. Introduction

Dans ce chapitre, un montage d'usinage a été développé pour réduire les distorsions de la pièce. La conception de ce montage a été faite à partir de simulations des déformations de plaques, de taille $300 \times 200 \times 40 \text{ mm}^3$. Le principe de ce montage sera illustré ainsi que ses avantages. Deux campagnes d'essais largement instrumentées ont été réalisées avec ce montage afin de tester ses fonctionnalités. La première manipulation a été effectuée en utilisant une géométrie simple (rainurage). L'objectif de cet essai est de démontrer que celui-ci permet de voir les déformations de cette géométrie sans la débrider complètement. La deuxième campagne d'essais a été réalisée en utilisant une géométrie plus complexe qui se déforme en torsion après chaque enlèvement de matière. L'objectif est de revenir à la position non déformée après chaque passage en utilisant un vérin, avec l'aide des informations des efforts de bridage. Enfin, un protocole de correction sera développé à la fin de ce chapitre sur la base des résultats numériques.

2. Montage Instrumenté

2.1. Principe théorique du montage

L'objectif principal de ce système de bridage instrumenté est, en premier lieu, de mesurer la déformation de la pièce sans la débrider totalement. Le second objectif est de contrôler la déformation de la pièce après chaque enlèvement de couche. Il faut aussi que ce nouveau dispositif soit capable de maintenir la pièce pendant le procédé d'usinage avec un minimum de vibrations et de résister aux forces de coupe et à l'effet de la redistribution des CR.

Le nouveau dispositif de bridage doit également respecter le positionnement isostatique de la pièce pendant l'usinage. En effet, comme le montre la Figure 4.1(a), les six degrés de liberté de la pièce doivent être bloqués avant usinage. D'autre part, il doit permettre à la pièce de se déformer librement après chaque passe d'usinage pour mesurer la déformation. Il doit apporter une flexibilité permettant d'assurer parfaitement les deux situations. La conception du dispositif de fixation proposé est basée sur la simulation de la déformation de plaques de dimensions $300 \times 200 \times 40 \text{ mm}^3$. Après chaque couche enlevée d'épaisseur Δt , la pièce sera déformée en forme convexe en raison de la redistribution des CR. En raison de cette déformation, la longueur de la pièce sera réduite ($L \geq L1$). La Figure 4.1(b) illustre le schéma cinématique de la solution proposée. La pièce est serrée sur les côtés pour assurer l'usinage de la pièce. Les liaisons glissière au-dessous du mors mobile permettent de s'adapter aux variations de longueur de la pièce. Ainsi, les liaisons pivot entre les mors et la pièce permettent à la pièce de se déformer librement. Un vérin mis en contact au-dessous de la pièce permettra de corriger en partie les déformations de la pièce.

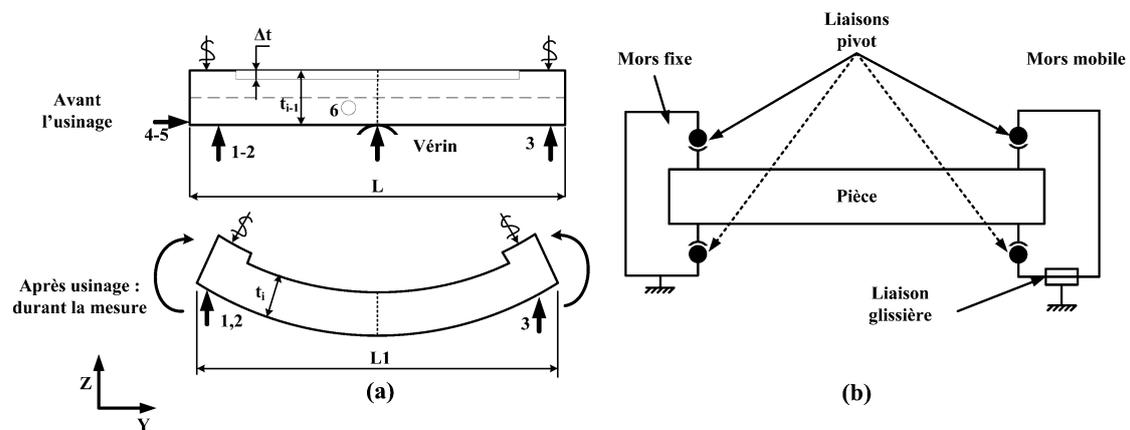


Figure 4.1 Schéma cinématique du montage

2.2. Montage Instrumenté

La conception du système de bridage est illustrée à la Figure 4.2. La pièce est fixée à l'aide de quatre brides instrumentées en effort avec des capteurs piézoélectriques. Après chaque enlèvement de couche, la redistribution des CR génère la déformation de la pièce. La simulation montre que la déformation importante se fera dans le sens longitudinal de la pièce (axe Y). Les quatre brides assurent une liaison pivotante de la pièce autour de l'axe X permettant la rotation libre de celle-ci. La déformation de la pièce engendre également une réduction de sa longueur, qui sera compensée par l'utilisation de la liaison glissière (patin et rail en bleu sur la Figure 4.2). Ces glissières ont une rigidité suffisante pour éviter la vibration de la pièce lors de l'usinage et assurer la liberté de la pièce après l'enlèvement de

4. Caractérisation et correction des distorsions

matière. Durant l'usinage, un vérin est mis en contact avec la pièce pour empêcher les distorsions de la pièce. Ce vérin est positionné au centre avec des plaques (plaques verte et bleue sur la Figure 4.2). Dans les expérimentations menées, la position du vérin permet d'empêcher la déformation de la pièce pendant l'usinage. Le vérin sera utilisé par la suite pour corriger la position de la pièce, afin de minimiser les défauts géométriques. Les capteurs d'effort installés sur les brides permettront de suivre l'évolution des efforts de bridage pendant l'usinage.

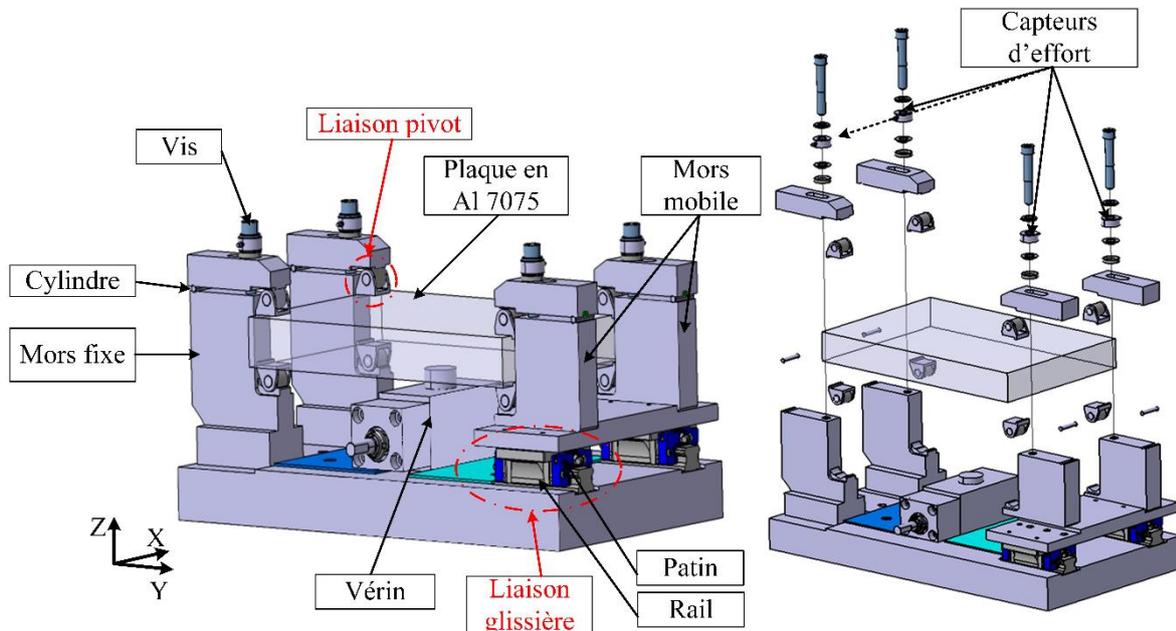


Figure 4.2 Montage Instrumenté

Dans la suite, des expérimentations ont été menées afin de tester le montage et nourrir le méta-modèle.

3. Utilisation du montage instrumenté

3.1. Etude de cas pièce #1

La géométrie de la pièce #1 a été définie de manière à obtenir une flexion symétrique de la pièce après déformation. Aussi, l'objectif de cette expérience est d'évaluer le montage qui a été conçu. La géométrie utilisée dans ces essais est celle utilisée au chapitre 3. Un protocole d'usinage a été élaboré en suivant les étapes comme le montre la Figure 4.3.

4. Caractérisation et correction des distorsions

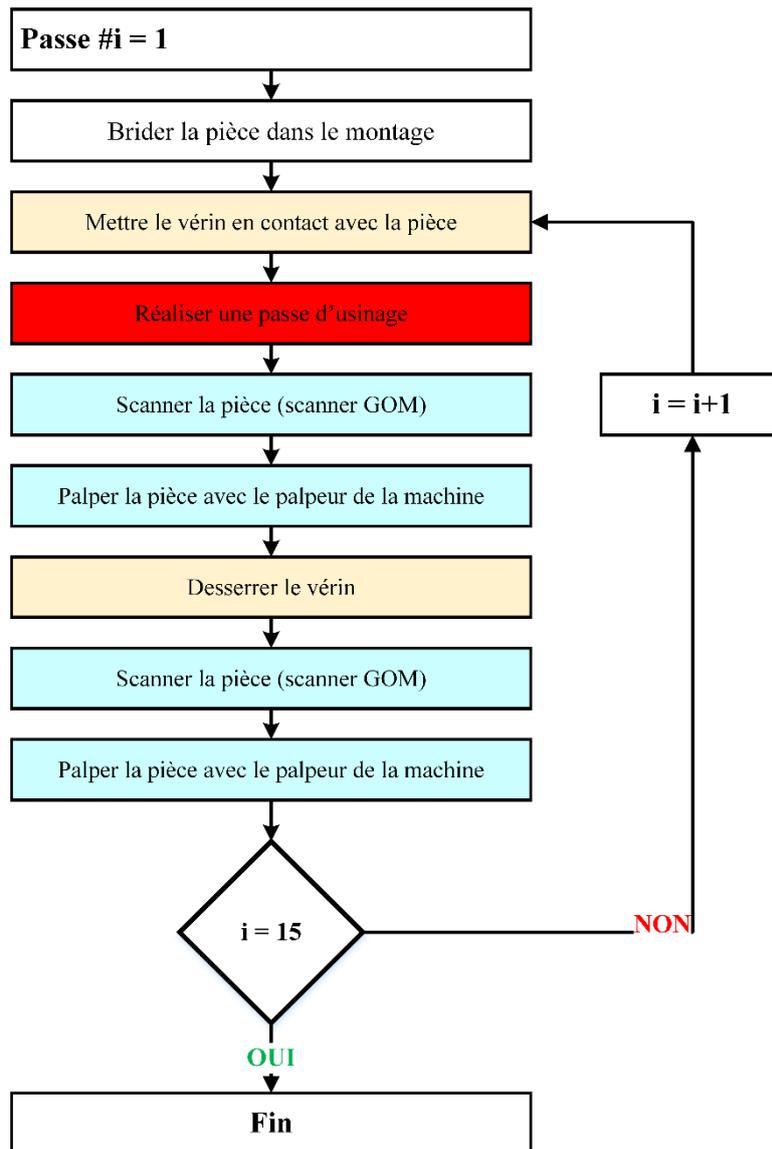


Figure 4.3 Protocole d'usinage pour l'étude de cas pièce #1

Pendant l'usinage, le vérin a été mis en contact avec la pièce pour éviter les déformations. Ensuite, après l'enlèvement de matière, le vérin est desserré pour libérer la pièce et mesurer les déformations de flexion. Pour débiter la passe suivante, le vérin est remis à nouveau en contact avec la pièce. Avec cette méthode, l'épaisseur finale de la pièce ne sera pas constante si le parcours de l'outil n'est pas modifié (ce qui est notre cas). Les précharges de ≈ 14 kN de bridage sont maintenues constantes durant l'usinage des 15 passes. La Figure 4.4 illustre la mesure de la pièce par le scanner GOM après usinage de la passe #5 et après desserrage manuel du vérin.

4. Caractérisation et correction des distorsions

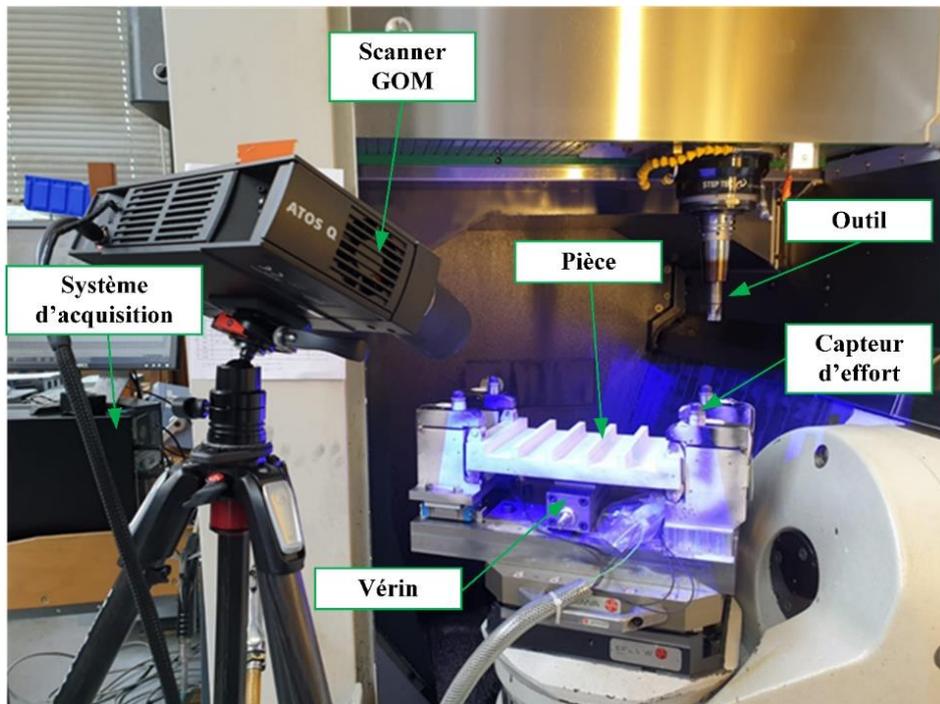


Figure 4.4 Mesure de la pièce par le scanner GOM après usinage de la passe #5 et après desserrage du vérin.

6 points de palpation ont été effectués en utilisant le palpeur de la machine-outil après le desserrage du vérin. La distribution de ces points est montrée à la Figure 4.5. Ils permettent pendant l'expérience de vérifier qu'il y a bien des déformations de la pièce. Ce graphique permet d'affirmer que la pièce se voile et donc que le montage fonctionne comme voulu : 4 courbes sont globalement identiques et correspondent à 4 points symétriquement identiques et les deux autres courbes correspondent à deux points symétriques proches du centre. Donc la pièce garde globalement sa symétrie et la déformation la plus importante est dans la direction longitudinale.

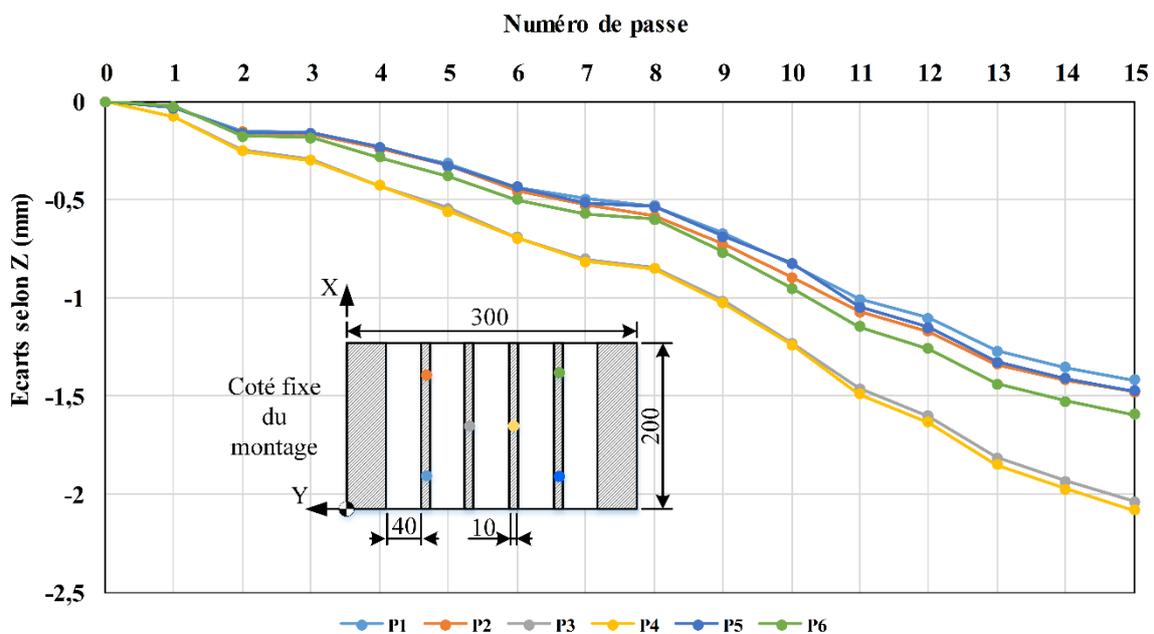


Figure 4.5 Ecart selon l'axe Z des points palpés après chaque passe d'usinage et desserrage du vérin

4. Caractérisation et correction des distorsions

Après la passe #15, puisqu'aucune procédure de correction n'a été appliquée, l'épaisseur finale de la pièce est variable. Cette variation d'épaisseur est due au fait que la pièce se déforme après chaque passe et que le dispositif de fixation permet de suivre ces déformations. L'épaisseur nominale recherchée est de 10 mm. La déformation de la pièce après l'usinage de la passe #15 est d'environ 2,4 mm par rapport au nominal. Cette déformation se traduit par la variation d'épaisseur finale de la pièce. Des épaisseurs de 12,4 mm au centre de la pièce et de 11,3 mm près des bords ont été mesurées après l'usinage de la passe #15 comme le montre la Figure 4.6.

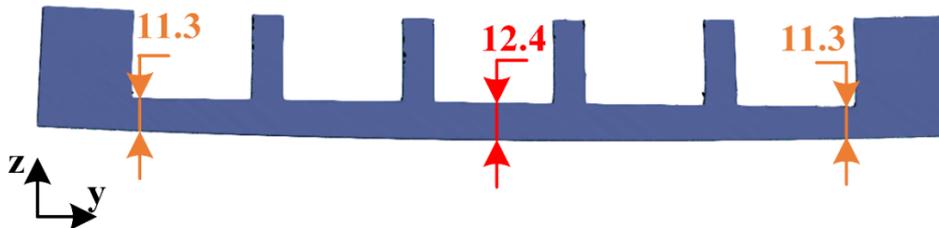


Figure 4.6 Différence d'épaisseur de la pièce après usinage de la passe #15

Afin de vérifier que le dispositif de bridage instrumenté permet de visualiser correctement les déformations sans avoir débridé complètement la pièce, des mesures ont été faites en utilisant le scanner 3D avant le débridage (sans le vérin) et après avoir débridé complètement la pièce. La Figure 4.7 montre l'alignement de la pièce dans le dispositif de fixation (couleur grise) et la pièce entièrement débridée (couleur bleue). L'inspection a été effectuée le long de la section centrale de la pièce.

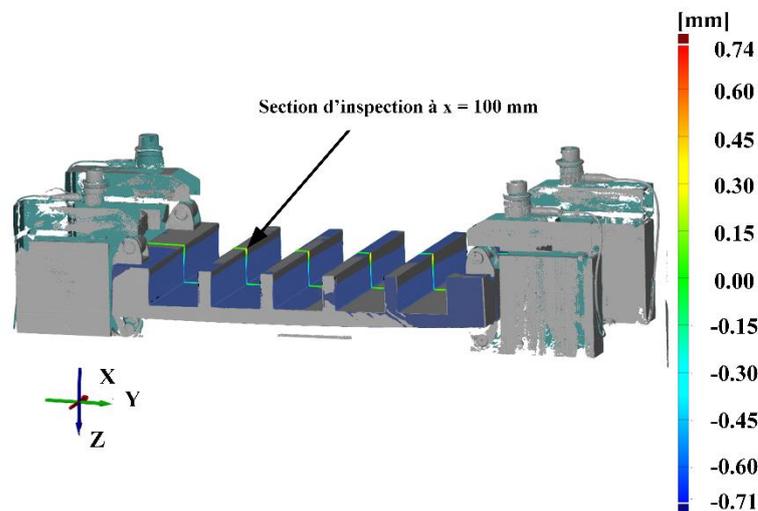


Figure 4.7 Alignement des deux mesures : pièce dans le montage (couleur gris) et après débridage total (couleur bleu) de la passe #15

Après alignement, l'écart géométrique selon l'axe Z a été calculé entre les deux mesures. Une interpolation linéaire entre les points expérimentaux a été faite pour récupérer une valeur tous les 0,1 mm et pour éviter les erreurs d'inspection près des nervures. L'inspection a été faite sur les fonds des rainures et les hauts des nervures. L'écart est symétrique par rapport à la mi-longueur de la pièce comme le montre la Figure 4.8. De 0 mm à 150 mm l'écart est positif ($e = Z_{\text{pièce bridée}} - Z_{\text{pièce débridée}} > 0$) ce

4. Caractérisation et correction des distorsions

qui signifie que la pièce totalement débridée est plus déformée que lorsqu'elle est dans le montage. De 150 mm à 300 mm l'écart est négatif ($e = Z_{\text{pièce bridée}} - Z_{\text{pièce débridée}} < 0$), ce qui signifie que la pièce totalement débridée est moins déformée que lorsqu'elle est dans le montage. L'écart maximal entre les deux mesures est de l'ordre de 0,2 mm. En comparaison avec la déformation totale de la pièce (2,4 mm), le montage permet de visualiser 91,7 % de déformation. Ces résultats confirment que le montage conçu permet d'estimer correctement les déformations de la pièce sans la débrider complètement.

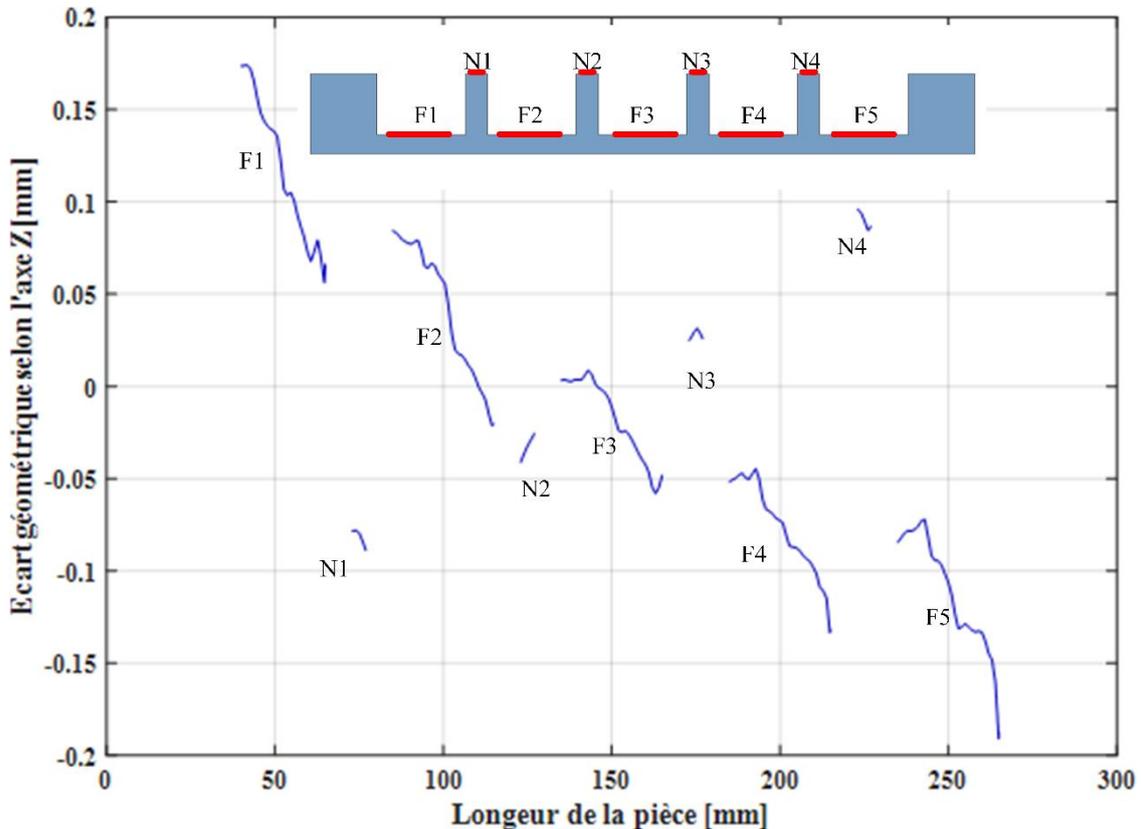


Figure 4.8 Ecart géométrique entre la déformée de la pièce bridée dans le montage instrumenté et la pièce après débridage totale

3.2. Cas d'étude pièce #2

Les objectifs de cette campagne d'essais par rapport à la pièce précédente sont tout d'abord d'expérimenter une nouvelle géométrie définie à la Figure 4.9 qui permettra de mettre en évidence des sollicitations en flexion et en torsion. L'effet de la stratégie d'usinage sur la déformation de la pièce après l'usinage n'a pas été étudié. De plus, l'utilisation du vérin pour corriger les défauts d'épaisseur et exploiter les informations des efforts de bridage pour revenir à la position non déformée après chaque passe sera pilotée.

4. Caractérisation et correction des distorsions

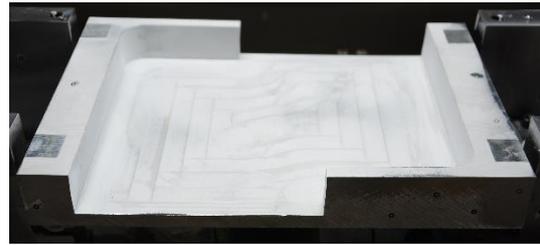
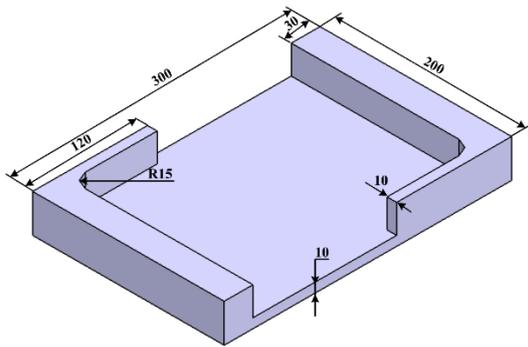


Figure 4.9 Dimensions et géométrie de la pièce #2

L'expérience a été réalisée sur une plaque en alliage d'aluminium 7075-T6 de dimensions $300 \times 200 \times 40 \text{ mm}^3$. La stratégie d'usinage adoptée consiste à enlever 15 passes de 2 mm de profondeur axiale par fraisage. Cette géométrie a été choisie pour générer les sollicitations en torsion. Il a été choisi d'usiner avec une fraise de diamètre 30 mm. Les conditions de coupe sont indiquées dans le Tableau 4.1. Les travaux expérimentaux ont été réalisés sur une machine 5 axes, Mikron Mill P500.

Tableau 4.1 Conditions de coupe

Conditions de coupe	Vc (m/min)	D (mm)	f_z (mm/tr/dent)	Nb des dents	a_p (mm)	a_e (mm)
Valeurs	500	30	0,1	4	2	15

Afin d'assurer ces objectifs, un protocole d'usinage a été défini comme le montre la Figure 4.10.

L'expérimentation est composée par plusieurs postes comme le montre la Figure 4.11. Pour chaque passe d'usinage, deux mesures de déformations par le scanner GOM doivent être faites. Pendant ces mesures, la table de la machine avec le système de bridage tourne autour de l'axe Z de la machine pour mesurer toutes les surfaces de la pièce. Pour ces raisons, chaque mesure avec le scanner prend approximativement 35 minutes. Une passe d'usinage (i) selon ce protocole prend environ 3 heures.

4. Caractérisation et correction des distorsions

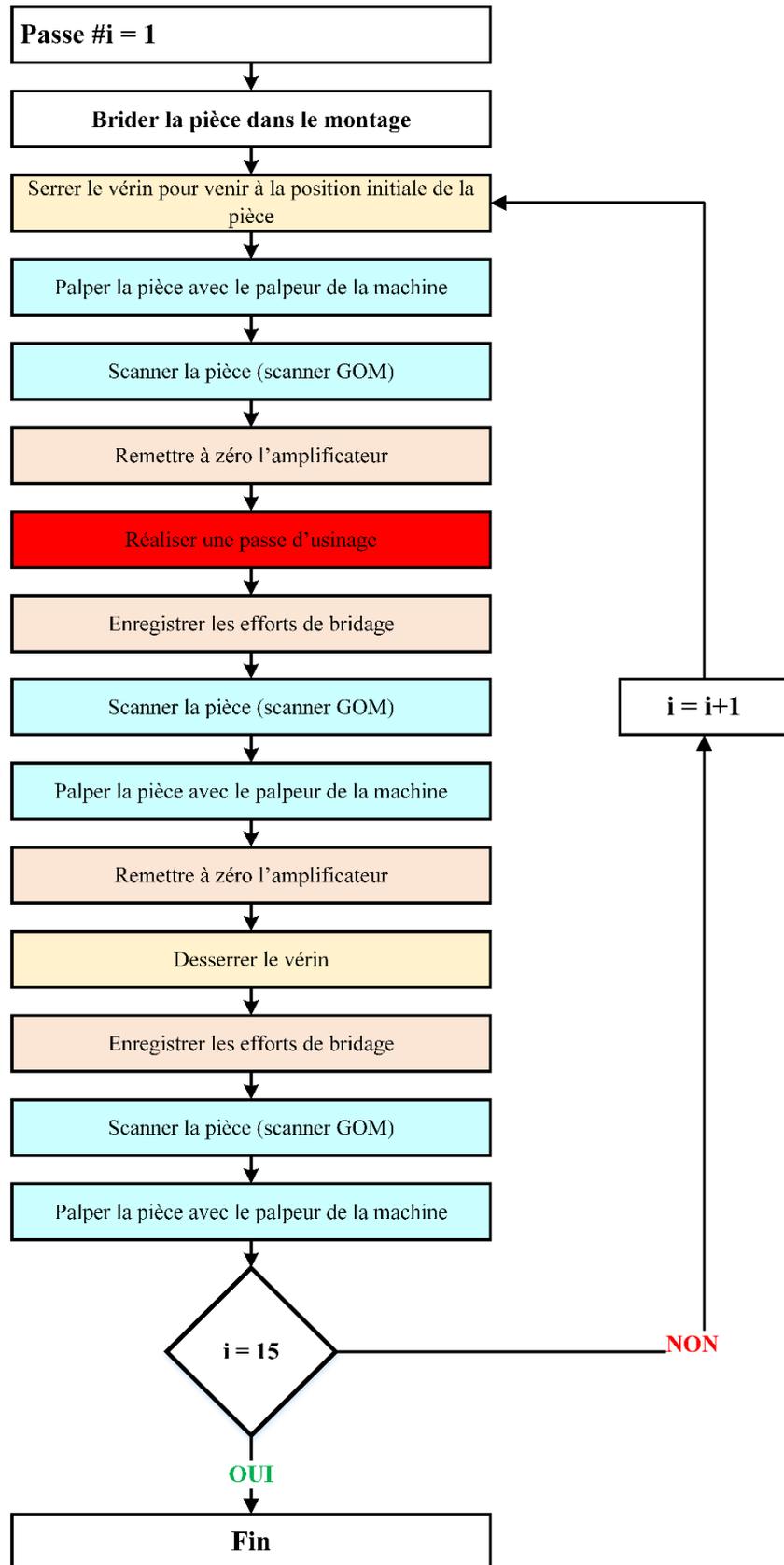


Figure 4.10 Protocole d'usinage pour l'étude de cas pièce #2

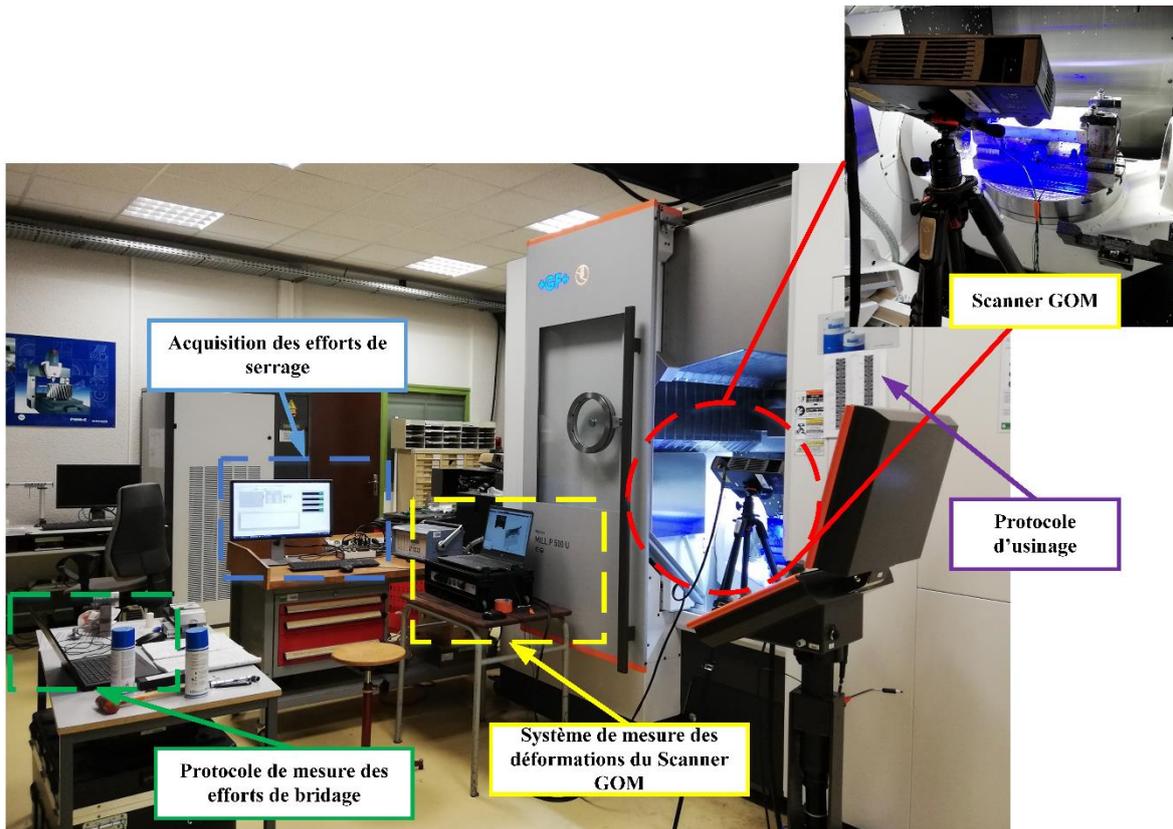


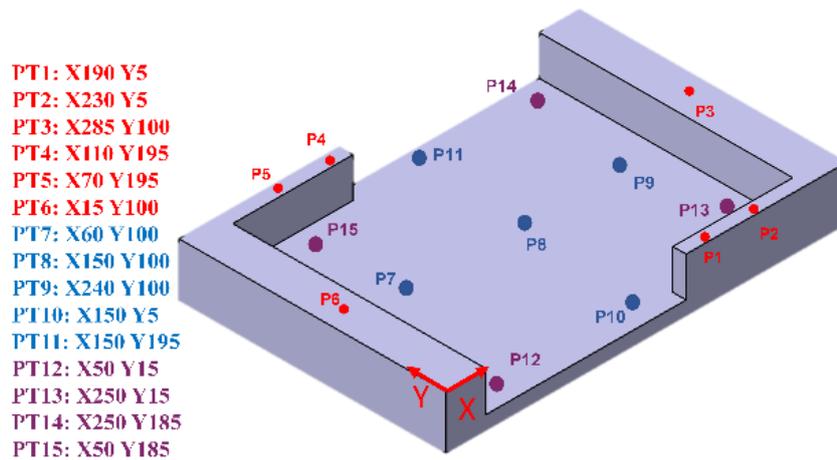
Figure 4.11 Configuration des postes de travail

a. Résultats de palpage

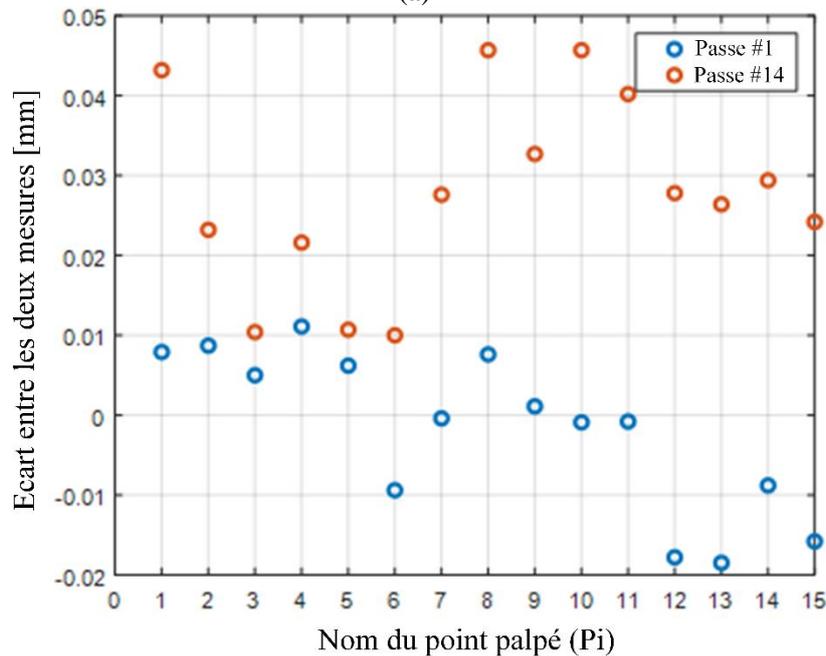
Le palpage de la pièce réalisé à l'aide du palpeur de la machine-outil selon le protocole ci-dessus est effectué avant le desserrage et après le resserrage du vérin afin de revenir à la position non déformée de la pièce (de la passe #i-1) en utilisant l'information des forces de serrage. Cette hypothèse sera vérifiée par le calcul de l'écart en Z de la pièce avant desserrage du vérin et après resserrage ($e1 = Z_{avant\ desserrage} - Z_{après\ desserrage}$). La distribution des points palpés ainsi que les écarts entre les mêmes points palpés avant et après le desserrage du vérin pour les passes #1 et #14 sont présentés sur la Figure 4.12.

D'après ces résultats, il est constaté qu'avec les informations de l'évolution des efforts de bridage, le retour à la position non déformée de la pièce est possible avec des erreurs de l'ordre de 0,05 mm. Ainsi, les écarts de la passe #1 (points bleus sur la Figure 4.12(b)) sont plus petits ($\approx 0,02$ mm) que les écarts de la passe #14 ($\approx 0,05$ mm) (points rouges sur la Figure 4.12(b)). Cela explique que les valeurs de déformation après la première passe sont plus petites que les déformations de la passe #14.

4. Caractérisation et correction des distorsions



(a)



(b)

Figure 4.12 Point palpés avant desserrage et après resserrage du vérin des passes #1 et #14

b. Résultats des efforts de bridage

Le montage a été instrumenté avec 4 capteurs d'effort axial Kistler ayant une charge maximale autorisée de 50 kN comme le montre la Figure 4.13. Ces capteurs ont été configurés comme indiqué au Tableau 4.2.

Tableau 4.2 Configuration des capteurs d'effort

Capteurs	Sensibilité ($\mu\text{C}/\text{kN}$)				Gain (N/V)				Pré-charge (N)			
	B1	B2	B3	B4	B1	B2	B3	B4	B1	B2	B3	B4
Valeurs	4,405	4,321	4,4	4,4	5000	5000	5000	5000	14176	14244	14159	14272

Un protocole de mesure a été développé pour suivre les efforts de bridage pendant l'usinage, après le desserrage et le serrage du vérin. Une remise à zéro de l'amplificateur est faite selon le protocole défini à la Figure 4.10 pour éliminer la dérive et évaluer l'écart des efforts de bridage (δF) entre chaque passe.

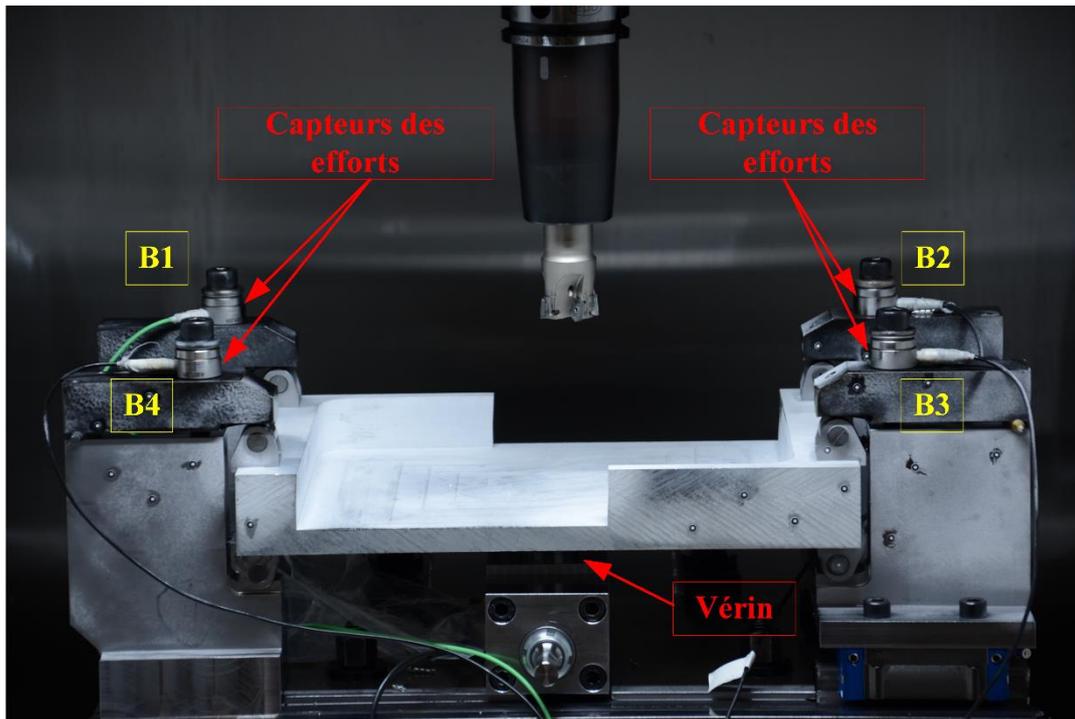


Figure 4.13 Montage instrumenté par les 4 capteurs d'effort

Une passe d'usinage dure environ 90 min. Pendant ce temps, l'évolution des forces de bridage est étudiée comme le montre la Figure 4.14. La variation des forces de bridage pendant l'usinage est liée à l'accroissement des déformations. Les Figures 4.14(a) et 4.14(b) montrent l'évaluation de la force de bridage instantanée δF des passes #2 et #5 respectivement et indique les tendances sont positives, c'est-à-dire que la pièce se déforme en une forme concave (dans la direction positive des capteurs de force). Alors que les Figures 4.14(c) et 4.14(d) pour les passes #8 et #15 montrent des tendances négatives, c'est-à-dire que la pièce se déforme en une forme convexe (dans la direction négative des capteurs de force). Les Figures 4.14(b), 4.14(c) et 4.14(d) montrent également que les forces de serrage mesurées par les capteurs B1 et B3 qui se trouvent sur les nervures de la pièce sont plus importantes que les forces mesurées par les capteurs B2 et B4. Ces résultats confirment que la pièce se déforme bien en torsion après chaque enlèvement de matière.

4. Caractérisation et correction des distorsions

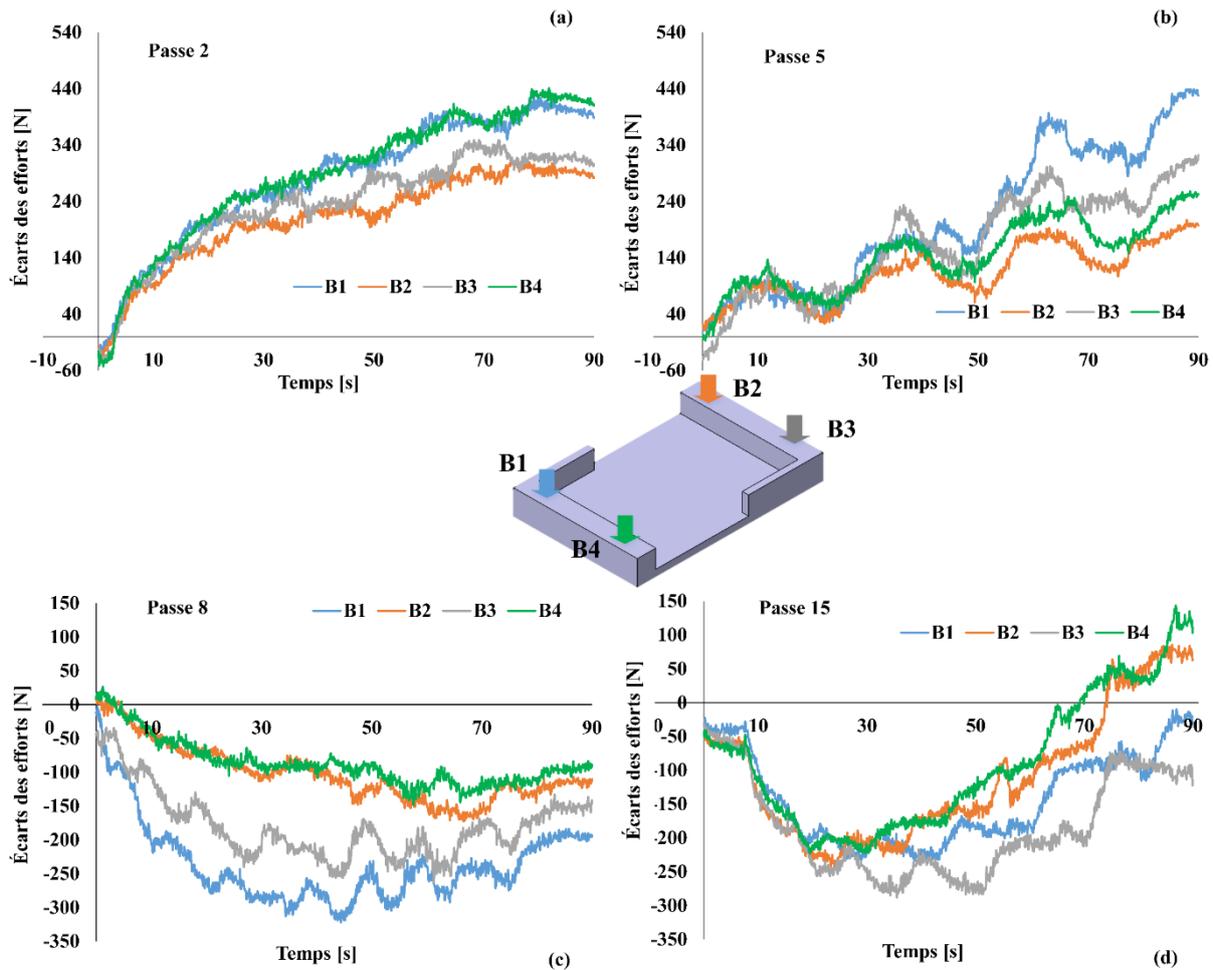


Figure 4.14 Evaluations des efforts de bridage instantanées durant l'usinage

Ces résultats seront utilisés pour trouver une corrélation entre les efforts de serrage et les CR.

c. Corrélation entre les CR et les efforts de bridage

Les valeurs des écarts de serrage δF des 4 capteurs à la fin de l'usinage sont présentés sur la Figure 4.15(a) (les résultats de la passe #4 n'ont pas été enregistrés suite à une erreur de manipulation). La Figure 4.15(a) montre que plus l'enlèvement de matière augmente, plus les valeurs des capteurs sur les nervures (B1 et B3) croient. Nous pouvons également remarquer que les valeurs passent d'une force positive à une force négative après la passe #7. Ce changement est lié à la redistribution des CR après chaque enlèvement de matière. Comme cela a été vu au chapitre 2, les contraintes initiales (après TTh) sont des contraintes de compression près de la surface et des contraintes de traction au centre de la pièce (carte des CR développée dans le chapitre 2). Une suppression des CR de compression génère une déformation de forme concave de la pièce après débridage et par conséquent des valeurs positives des forces de serrage. Cependant, l'élimination des CR de traction entraîne une déformation convexe de la pièce après débridage et par conséquent des valeurs négatives des forces de serrage. Il est important de se rappeler que ces valeurs sont positives/négatives par rapport à la remise à zéro avant de commencer ces mesures. Ceci est vérifié à la Figure 4.15(b) qui représente la redistribution de CR (σ_{yy}) au centre de la pièce simulée après débridage. Après la passe #7, les CR passent de la compression à la traction. A partir de ces résultats, les forces de bridage peuvent être contrôlées sur la base de la simulation.

4. Caractérisation et correction des distorsions

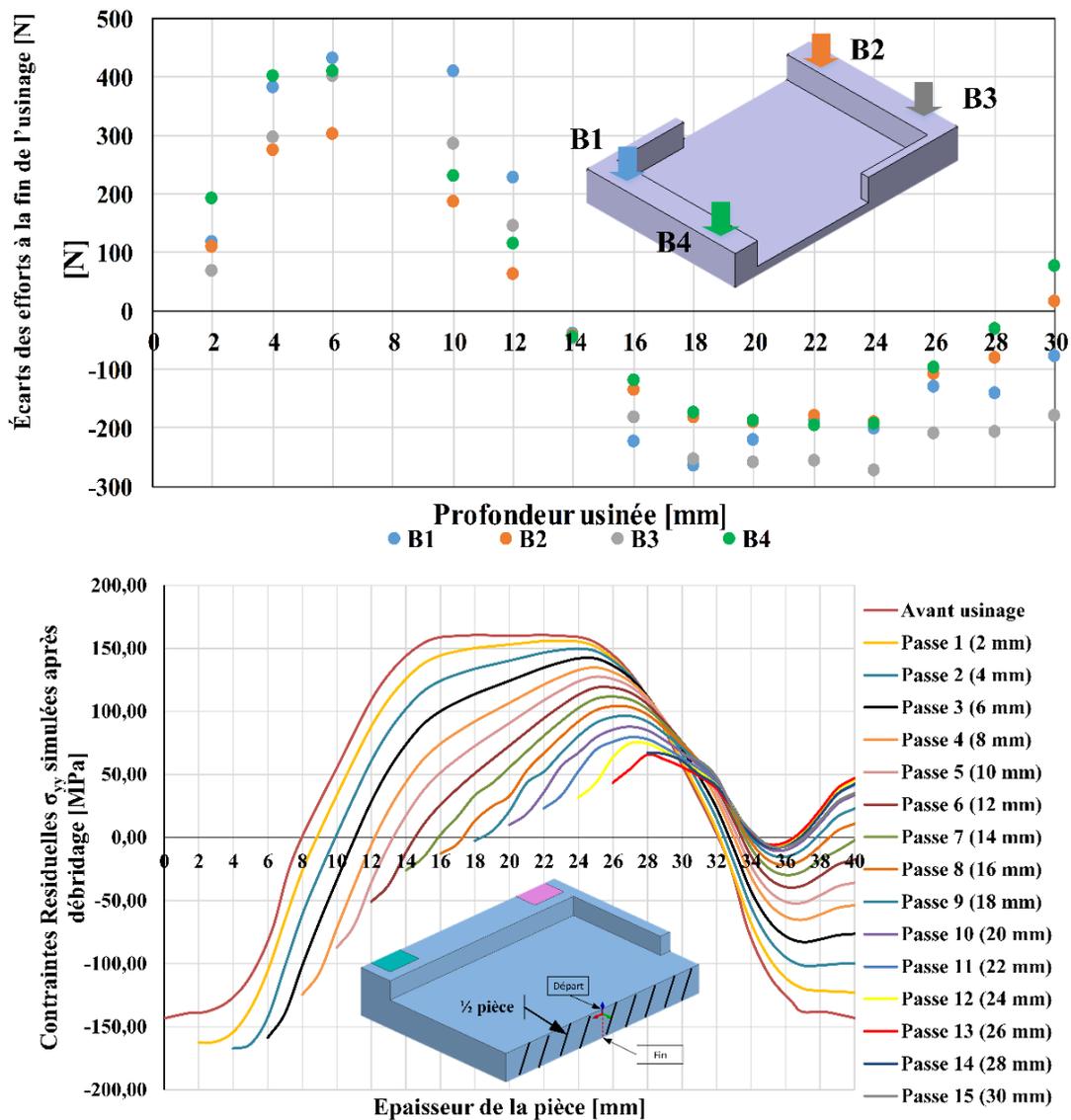


Figure 4.15 Corrélation entre les efforts de bridage et les CR après débridage ; (a) Efforts de bridage instantanés après usinage et avant desserrage du vérin ; (b) CR σ_{yy} simulées après débridage

d. Mesure de la distorsion

Afin de voir l'effet du montage sur la déformation de la pièce, celle-ci a été mesurée après la passe #15 dans le montage (après avoir desserré le vérin) et après débridage total. Les deux mesures ont été comparées à une pièce nominale (non déformée). Un meilleur ajustement local a été appliqué pour aligner les deux pièces à l'aide du logiciel GOM Inspect. La section diagonale a été inspectée comme l'indique sur la Figure 4.16(a).

4. Caractérisation et correction des distorsions

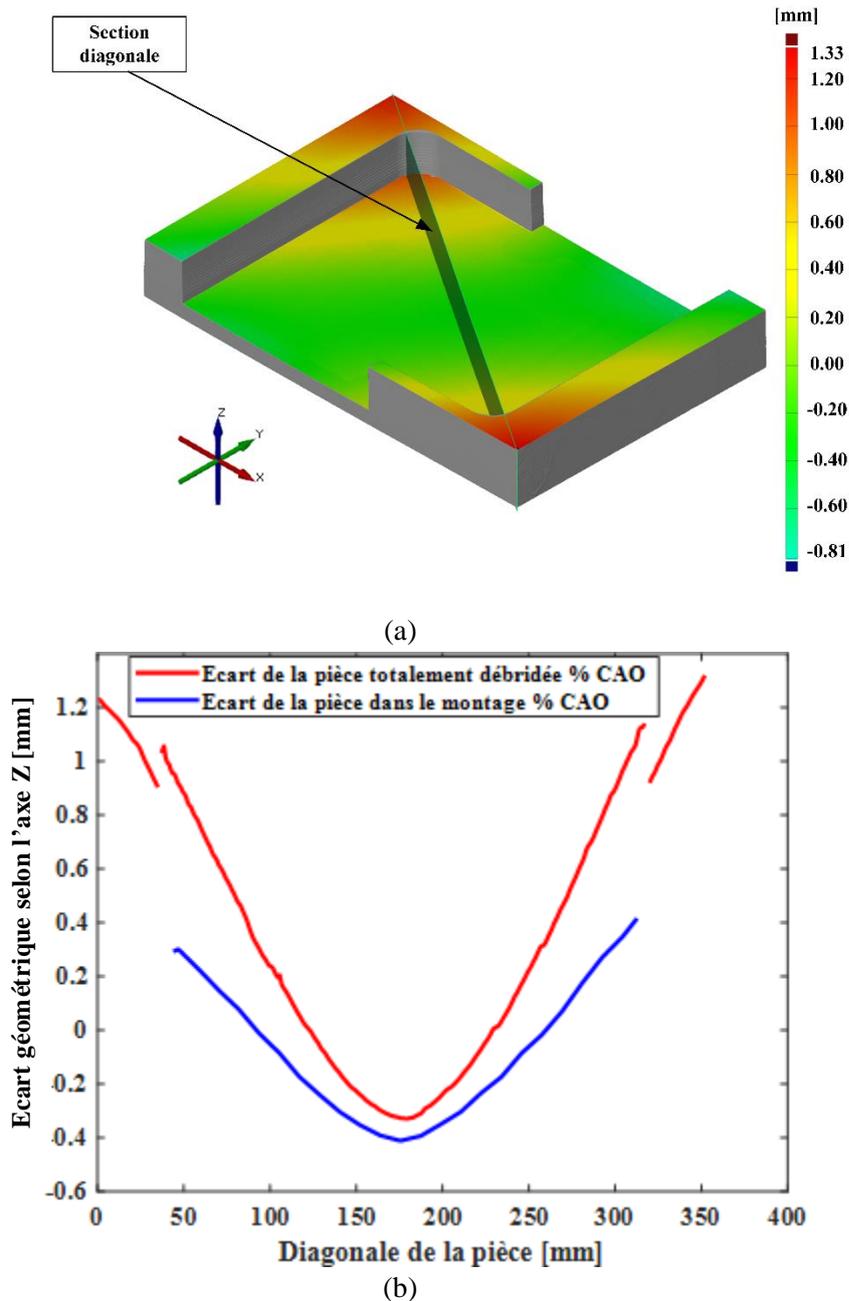


Figure 4.16 Mesure des déformations après la passe #15 d'usinage ;(a) Distribution des déformations selon l'axe Z par rapport à la pièce non déformée dans la section diagonale ;(b) Ecart de la pièce dans le montage et après débridage total selon la section diagonale

La Figure 4.14(b) montre les écarts selon l'axe Z le long de la diagonale de la pièce après débridage total (courbe rouge) et de la pièce dans le montage (courbe bleue). En raison des brides, la courbe bleue est incomplète. Ces résultats des écarts montrent que la pièce entièrement débridée est plus déformée que lorsqu'elle est dans le montage. Par conséquent, nous pouvons conclure que contrairement au rainurage, avec cette géométrie, le montage ne permet pas d'observer toutes les déformations de la pièce. En effet, le montage ne permet de constater que les déformations en flexion de la pièce alors que cette géométrie présente des déformations en torsion.

4. Correction numérique

L'objectif de cette section est de tester numériquement une démarche de correction de défauts géométriques de la pièce usinée après débridage. Étant donné que c'est la dernière passe qui définit la forme de surface finale, il a été choisi d'effectuer ces corrections lors de la dernière passe d'usinage (passe #15). L'objectif de la correction est de maximiser la rectitude (voir définition Equation (30)) des fonds de rainures après débridage de la pièce. Il faut donc usiner "faux" pour avoir une géométrie finale avec des fonds de rainures « plats » après débridage. Cela se fera en modifiant la hauteur du vérin avant de débiter l'usinage de la passe #15. L'action du vérin est modélisée par une pression sur la face inférieure de la pièce. Dans la version finale, non mise en œuvre ici faute de temps, cette pression du vérin est un paramètre de l'approximation PGD donnée à l'Equation (29). Les 4 autres paramètres permettent d'inclure le paramétrage du champ de CR présentes dans la pièce avant usinage. Cette approximation PGD permettrait ainsi, pour n'importe quel champ CR initial, de trouver la pression à appliquer avant la dernière passe en s'adaptant au champ de CR mesuré durant les passes précédentes.

$$u(\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4, \mathbf{P}) \approx \sum_{i=1}^n F_{\alpha_1}^i(\alpha_1) \cdot F_{\alpha_2}^i(\alpha_2) \cdot F_{\alpha_3}^i(\alpha_3) \cdot F_{\alpha_4}^i(\alpha_4) \cdot F_P^i(\mathbf{P}). \quad (29)$$

Afin de créer cette approximation, pour chaque champ CR initial, un plan d'expériences de correction doit être réalisé en changeant la pression du vérin à la passe #15. Pour une approche optimale, l'outil level-set doit être utilisé pour simuler avec précision l'enlèvement de matière au cours de chacune des passes. Cette outil a été développé sous SDT (Structural Dynamics Toolbox) au laboratoire PIMM à Paris. Par manque de temps, dans cette section, l'implémentation de l'outil level-set n'est appliqué que pour la passe #15 et la création d'une approximation pour corriger les fonds de rainures sera réalisée en utilisant directement le champ de CR mesuré lors des passes précédentes. Nous présentons ainsi ci-dessous une première approche où l'approximation PGD de l'Equation (29) n'est pas utilisée.

4.1. Level-set

Les conditions aux limites du montage instrumenté ont été modélisées comme le montre la Figure 4.17. Afin de modéliser les liaisons pivot et glissière, des nœuds ont été bloqués en déplacement selon les axes X, Y et Z et en rotation selon les axes Y et Z d'un côté comme le montre la Figure 4.17(a). De l'autre côté de la pièce, des nœuds ont été bloqués en déplacement selon les axes X et Y et en rotation selon les axes Y et Z comme le montre la Figure 4.17(b). Le vérin est modélisé par des éléments 2D sur la face inférieure de la pièce, comme le montre la Figure 4.17(c).

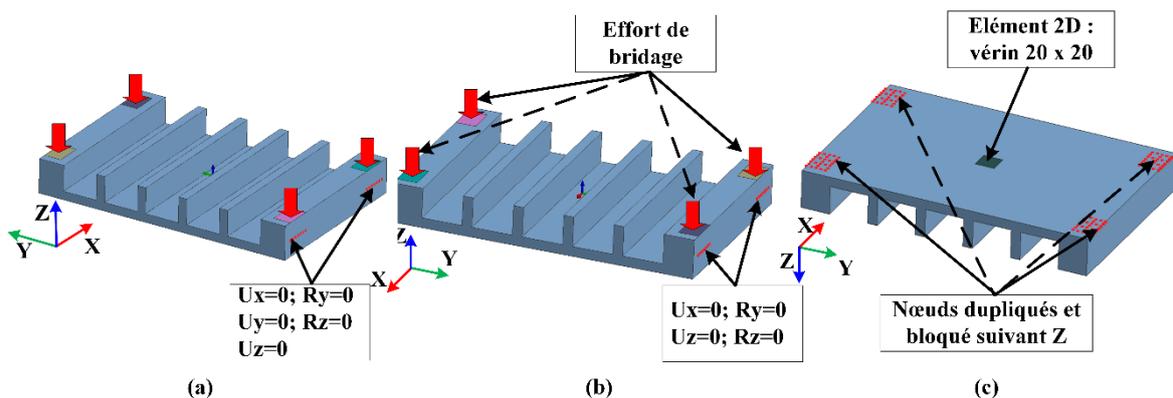


Figure 4.17 Conditions aux limites pour modéliser le montage instrumenté

4. Caractérisation et correction des distorsions

Pour les 14 premières passes d'usinage, la position du vérin est inchangée (vérin amené en contact avec la pièce avec $P_{vérin} = 0$ puis maintien de la position durant la passe). Après l'usinage de la passe #14, le vérin sera utilisé pour déformer la pièce ($P_{vérin} \neq 0$).

Les étapes suivies pour effectuer la correction sont synthétisées en Figure 4.18. Un calcul statique est fait en appliquant la pression du vérin. Ensuite, le maillage déformé après l'action du vérin est découpé par level-set selon la trajectoire de l'outil de la passe #15. Puis, la projection des CR est faite sur le maillage déformé découpé par level-set. Ensuite, l'équilibrage des CR lors du débridage de la pièce est simulé.

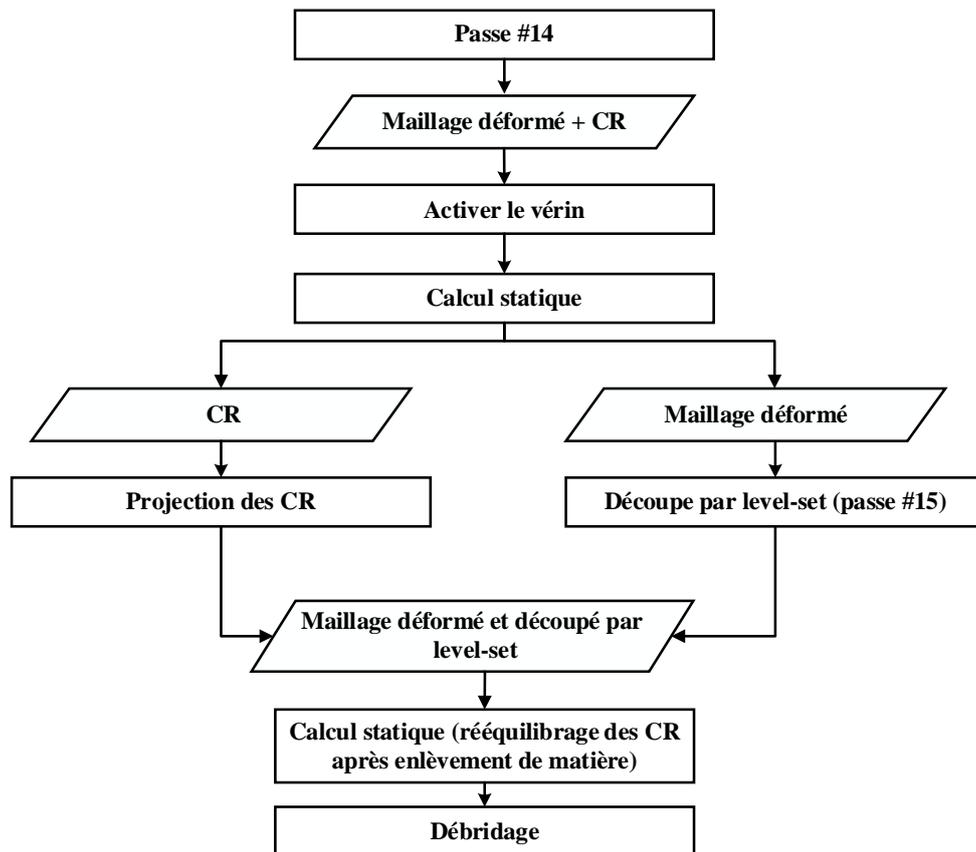


Figure 4.18 Étapes de la correction numérique

Le volume enlevé par l'outil lors des passes successives est représenté par des boîtes de largeur 40 mm. Ces boîtes définissant les frontières des rainures de la pièce sont représentées Figure 4.19(a). La hauteur de ces boîtes varie en fonction de la passe (pour la passe #15, la hauteur de la boîte est de 30 mm). La découpe des éléments est faite rainure par rainure en commençant par la découpe verticale puis horizontale. Une fois les nœuds enlevés, un remaillage des frontières est effectué. La découpe est faite avec une tolérance de 0,1 mm. La Figure 4.19(b) illustre la découpe de la passe #15 sur un maillage déformé de la passe #14 ($P = -80$ MPa).

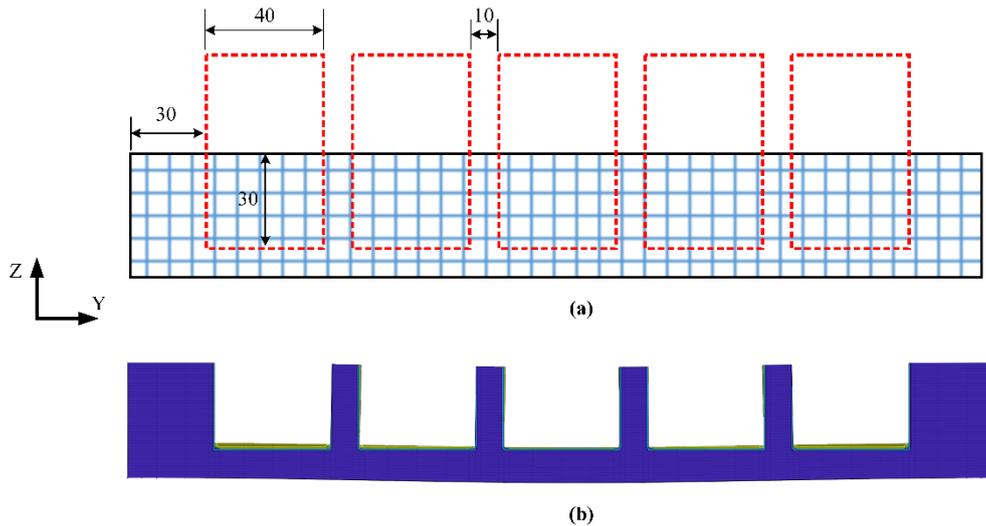


Figure 4.19 Découpe de maillage par level-set ; (a) Principe des boîtes de découpe ; (b) Découpe par level-set

4.2. Correction numérique

Une fois la démarche de découpe par level-set mise en place, un plan d'expériences numérique en changeant la pression du vérin a été réalisé. Ce plan d'expériences comporte 17 niveaux (Tableau 4.3). La pression du vérin est appliquée sur une surface $S=20 \times 20 \text{ mm}^2$.

Tableau 4.3 Plan d'expériences de correction

Simulations	Pression du vérin (MPa)
1	+15
2	+12
3	+9
4	+6
5	+3
6	-3
7	-6
8	-9
9	-12
10	-15
11	-20
12	-25
13	-30
14	-40
15	-60
16	-70
17	-80

Pour chaque simulation, une erreur sur la rectitude de la partie centrale des fonds des rainures a été calculée : rectitude des fonds de rainure dans le plan de symétrie YZ de la pièce. Pour ce faire, la position des fonds des rainures après débridage est moyennée pour obtenir Z_{moy} . Ensuite, l'erreur de rectitude est calculée selon l'Equation (30), où nb est le nombre des nœuds des fonds des rainures :

$$e = \frac{1}{nb} \sum_{i=1}^{nb} (Z_i - Z_{moy})^2 \quad \text{où} \quad Z_{moy} = \frac{1}{nb} \sum_{i=1}^{nb} Z_i \quad (30)$$

4. Caractérisation et correction des distorsions

L'objectif est de trouver la pression du vérin minimisant e . En utilisant une interpolation entre les erreurs, une erreur de $e = 0,2 \text{ mm}^2$ est obtenue pour une pression $P = -75 \text{ MPa}$ (croix rouge dans la Figure 4.20). Sachant que la limite d'élasticité du matériau vaut $\sigma_0 = -169 \text{ MPa}$, il a été choisi pour éviter la déformation plastique de la pièce d'utiliser des pressions inférieures à 50% de la limite d'élasticité. La simulation #14 ($P = -40 \text{ MPa}$) donne une valeur d'erreur différente par rapport aux autres simulations. Les résultats de cette simulation (simulation #14) restent à investiguer.

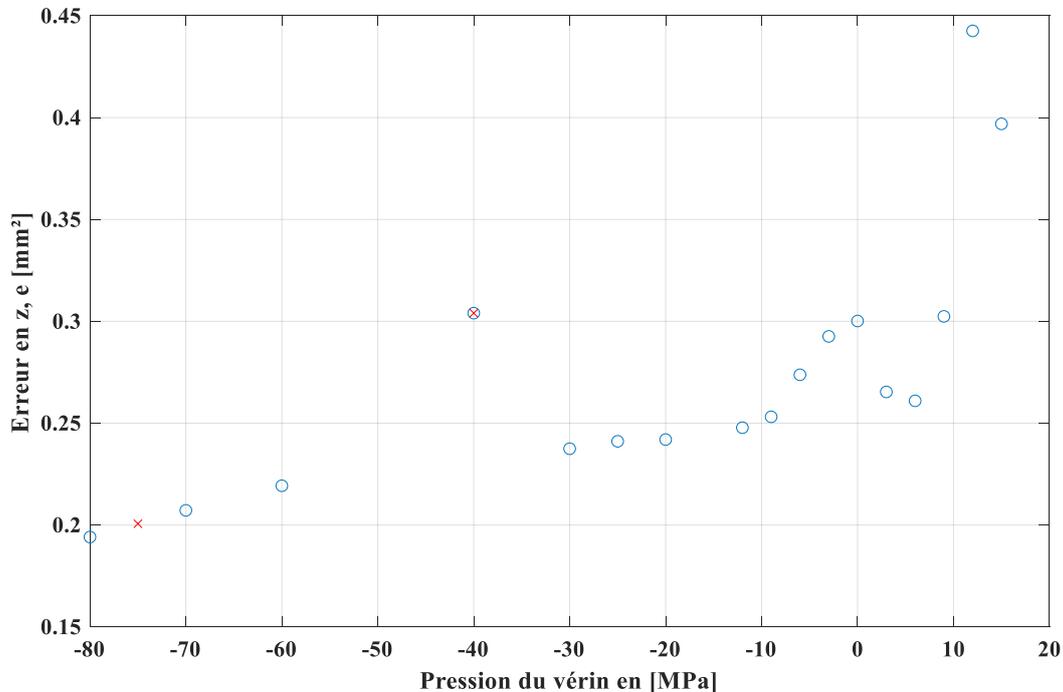


Figure 4.20 Erreur de rectitude des fonds des rainures après débridage de la pièce en fonction de la pression du vérin

La Figure 4.21(a) illustre la pièce simulée après l'usinage de la passe #15 en utilisant une pression du vérin $P = 0 \text{ MPa}$ (vérin en contact) et après débridage. Cette Figure 4.21(a) montre clairement la forme proche d'une parabole des fonds des rainures après débridage de la pièce ainsi qu'une épaisseur constante de la pièce. Tandis que la Figure 4.21(b) montre la pièce simulée après l'usinage de la passe #15 en utilisant une pression du vérin $P = -75 \text{ MPa}$ et après débridage. La Figure 4.21(b) montre que la rectitude des fonds de rainures a été améliorée vis-à-vis de celle obtenue sans l'intervention du vérin.

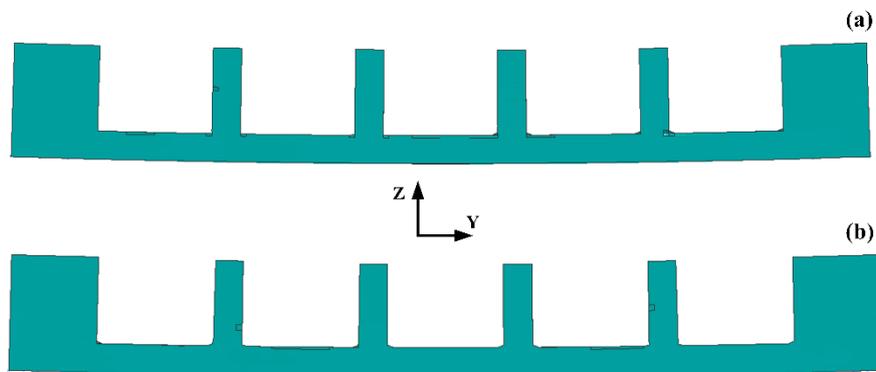


Figure 4.21 Effet du vérin sur la planéité des fonds des rainures après la passe #15 ; (a) pièce simulée sans l'action du vérin ; (b) pièce simulée après débridage avec une pression du vérin $P = -75 \text{ MPa}$

4. Caractérisation et correction des distorsions

La figure 4.22 montre les formes des lignes médianes des deux pièces simulées après débridage avec les deux pressions du vérin $P = 0 \text{ MPa}$ et $P = -75 \text{ MPa}$ ainsi que les lignes moyennes de ces lignes. Ces résultats montrent que l'action du vérin réduit la déformée de la pièce après débridage ce qui améliore la planéité des fonds. Ce résultat montre que l'approche adoptée permet de réduire les défauts géométriques à l'aide du vérin.

Il s'agit bien ici d'une première étape avant passage à la mise en œuvre et au test de la démarche plus générale brièvement introduite en début de cette section 4.

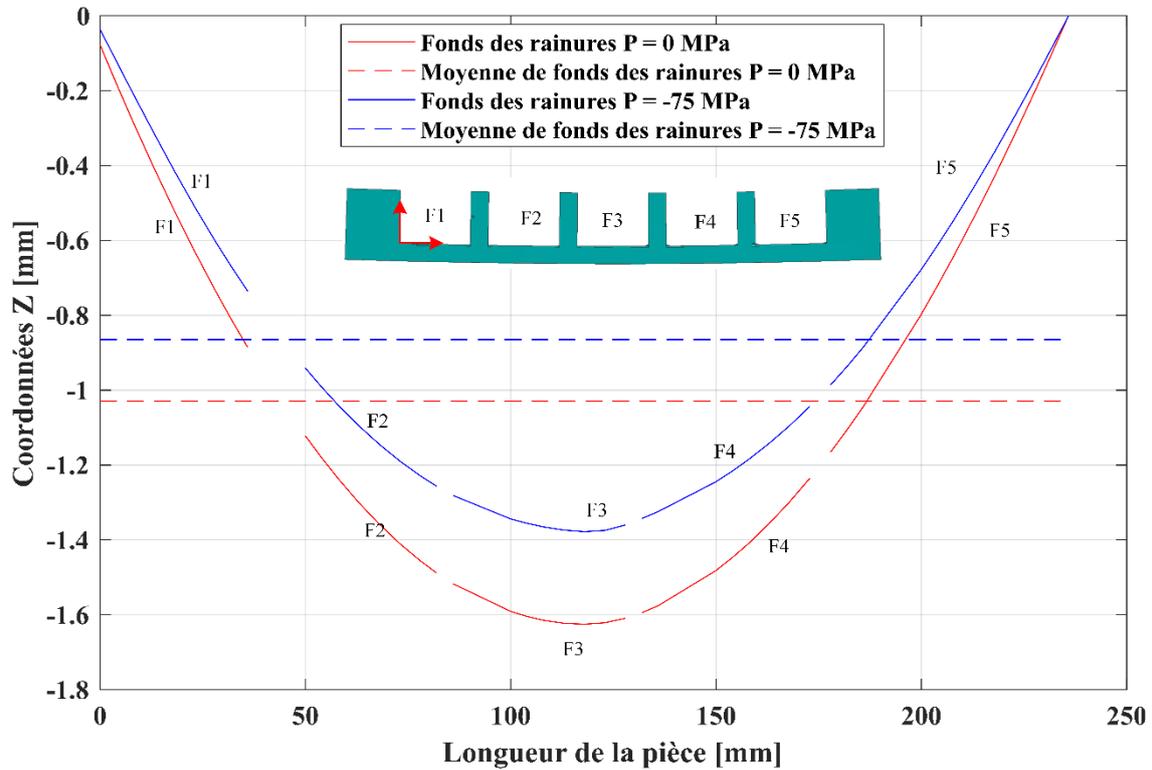


Figure 4.22 Déformés des fonds des rainures après usinage de la pièce #15 et après débridage

5. Conclusion

Ce chapitre a été consacré à la fabrication d'un montage instrumenté qui permet de mesurer les déformations après chaque passe sans desserrer totalement la pièce et de corriger les défauts géométriques de la pièce. Ce montage a également été instrumenté avec des capteurs d'efforts pour suivre les efforts de bridage pendant l'usinage. Ce montage a été conçu à partir de simulations numériques. Après chaque enlèvement de matière, la pièce est déformée en une forme convexe et par conséquent la longueur de la pièce est réduite. Pour cette raison, l'assemblage a été instrumenté avec des liaisons pivot qui permettent à la pièce de se déformer et avec des liaisons glissières pour compenser la réduction de la longueur. De plus, le montage a été instrumenté avec un vérin qui permet de corriger la position de la pièce. Ce vérin est contrôlé manuellement après chaque passage et il a été choisi dans un premier temps de le placer au centre de la pièce.

Des essais ont été réalisés pour tester la robustesse de ce montage. La première campagne d'essais a été réalisée sans correction et en utilisant une géométrie simple (rainurage). Pendant l'usinage, le vérin a été mis en contact avec la pièce pour éviter les déformations de la pièce pendant l'usinage. Ensuite, après l'enlèvement de matière, le vérin est desserré pour libérer la pièce et mesurer les déformations. Pour commencer la passe suivante, le vérin est remis en contact avec la pièce. En utilisant cette procédure et sans correction, l'épaisseur finale de la pièce était variable. Ainsi la différence d'épaisseur par rapport à la pièce nominale (référence) est égale au déplacement de la pièce le long de l'axe Z. Cette manipulation a également permis de valider l'hypothèse selon laquelle le montage permet de mesurer les déformations de la pièce sans la débrider complètement. Ceci a été fait après l'usinage de la dernière passe en comparant la pièce bridée dans le dispositif (vérin desserré) et la pièce complètement débridée.

La deuxième campagne d'essai a été réalisée en utilisant une géométrie qui augmente la torsion de la pièce. Lors de cette manipulation, il est prévu de revenir à la position non déformée de la pièce en utilisant les informations sur les efforts de bridage. Un protocole de mesure de la déformation utilisant le scanner GOM et le palpeur de la machine a été développé. Les résultats du palpement ont montré qu'en utilisant les informations des capteurs, il est possible de revenir à la position non déformée de la pièce avec une erreur de l'ordre du centième de millimètres. Cette manipulation a également montré qu'il existe une corrélation directe entre les forces de serrage instantanées et les CR, et par conséquent sur les déformations. Cette corrélation peut être utilisée comme information pour corriger les déformations de la pièce en temps réel. De plus, l'utilisation d'une géométrie qui se déforme en torsion après rééquilibrage des CR a montré que le montage fabriqué ne permet pas d'évaluer la totalité des déformations après desserrage du vérin.

Conclusion générale et perspectives

Conclusions

Cette thèse vise à contrôler la déformation de pièces en alliage d'aluminium Al 7075 lors de l'usinage en mesurant le comportement de la pièce après chaque enlèvement de matière et en proposant une instrumentation du bridage. Ce projet contribue ainsi à la mise en place d'un usinage dit « intelligent » car adaptatif au comportement de chaque pièce (même issue d'une même série) pendant l'usinage.

Le chapitre 1 de la thèse est une étude bibliographique des phénomènes liés à la déformation des pièces. Ce chapitre a permis de mieux comprendre les phénomènes influençant la déformation de la pièce, notamment dans le cas des alliages d'aluminium. Il permet également de se positionner par rapport à la littérature et de choisir les méthodes et les outils nécessaires à la maîtrise de ce sujet. A l'aide de ce chapitre, les contraintes résiduelles (CR) générant la déformation des pièces, les méthodes de mesure de ces CR, la méthode de mesure des déformations ainsi que les méthodes numériques de prédiction des déformations adaptées à notre étude ont été choisies.

Cette revue de la littérature a également révélé les hypothèses à formuler afin de mener les tâches mentionnées. Une hypothèse a été définie dans ce travail, à savoir que les CR induites par l'enlèvement de matière n'affectent pas la déformation de la pièce dans le cas des alliages d'aluminium. En effet, les CR dues aux processus avant usinage sont dominantes dans ce cas et la redistribution de ces CR génère la déformation de la pièce. Du fait que l'historique de la distribution des CR avant usinage n'étaient pas fourni lors de l'achat des plaques d'aluminium, il a été supposé que le nouveau traitement thermique sur les échantillons éliminait l'ancienne distribution des contraintes résiduelles. L'avantage de refaire ce traitement thermique permet également de contrôler les paramètres influençant la distribution des CR.

Le chapitre 2 s'est appuyé sur ces hypothèses pour développer une approche permettant de prédire et valider les CR. Un TTh qui se compose de deux phases : la trempe et le revenu, a été réalisé. L'objectif est de générer le champ de CR dans la pièce avant l'usinage. Pendant le TTh, les plaques ont été instrumentées avec des thermocouples pour suivre la variation de température. Cette variation est ensuite utilisée pour déterminer les coefficients de convection thermique (par convection) avec l'eau et l'air par une méthode inverse. En utilisant ces coefficients et les données thermiques et mécaniques, le TTh a pu être simulé. Ainsi, le modèle du TTh a été validé en comparant les courbes température-temps simulées et expérimentales du refroidissement avec l'air et l'eau.

A la fin de la simulation de ce TTh, un champ de CR est obtenu dans la pièce. Ce champ simulé a été comparé avec le champ de CR déterminé expérimentalement en utilisant les méthodes du contour et de la flèche. Les résultats de la comparaison ont montré que le modèle est capable de prédire correctement le champ de contraintes après le TTh. Les CR déterminées avec la méthode du contour ont été comparées aux CR obtenues par simulation du TTh, tandis que la méthode de la flèche a été utilisée pour mesurer et valider le champ de CR simulé. Les résultats ont également montré que ces méthodes destructives utilisées ne sont pas précises près de la surface. Pour cette raison, la méthode de Diffraction des Rayons-X (DRX) a été mise en œuvre pour valider le champ de CR près de la surface.

Les CR d'usinage ont été également mesurées pour voir leur effet sur la déformation finale de la pièce et valider l'hypothèse définie ci-dessus (Chapitre 1). La couche affectée par ces CR a été enlevée

par usinage chimique et les distributions de déformation avant et après cette usinage chimique ont montré que l'effet des CR d'usinage sur les déformations reste faible par rapport à l'effet des CR initiaux. Pour cette raison, l'effet des CR induites par l'usinage sur la déformation de la pièce ont été considérés négligeables.

Le chapitre 3 de la thèse a été consacré à l'optimisation du champ de CR simulé sur la base des mesures réelles de la pièce. Des méthodes de réduction de modèle ont été testées afin d'accomplir cette tâche. La méthode PGD a été adoptée pour la construction de la base réduite et une combinaison linéaire des CR a été optimisée. Pour cela, une base des CR a été construite en réalisant une étude de sensibilité et d'incertitude sur les paramètres d'entrée du TTh (λ, α, h_w). Cette base est réalisée en faisant varier 3 facteurs (les paramètres du TTh) à 3 niveaux (-1,0,1). En utilisant la SVD, une combinaison linéaire a été obtenue par 4 modes de la base SVD avec une erreur de 10 MPa. Ces coefficients ont été optimisés pour réduire l'écart géométrique entre la pièce simulée et la pièce mesurée.

D'autre part, un protocole expérimental a été mis en place pour mesurer les déformations de la pièce après chaque passe d'usinage. La mesure des déformations a été effectuée à l'aide d'un scanner 3D GOM. Le même protocole expérimental a été modélisé et simulé en utilisant un modèle numérique qui prend en considération l'effet de bridage. Ensuite, un protocole pour effectuer la comparaison entre la pièce simulée avec la méthode des éléments finis (MEF) et celle mesurée expérimentalement avec le scanner a été mis en œuvre et validé sous le logiciel GOM Inspect. L'optimisation a été faite sur la dernière passe d'usinage, mais la procédure peut être généralisée sur toutes les passes d'usinage. Les résultats de l'optimisation ont montré qu'il est possible d'optimiser les CR et par conséquent le champ de déplacement après débridage. L'écart maximal entre la pièce simulée et la pièce mesurée expérimentalement a été réduit de 0,1 mm. Cependant, le modèle peut être amélioré en utilisant une base plus riche et la méthode level-set pour obtenir une représentation réaliste de l'enlèvement de matière et par conséquent réduire davantage la déviation géométrique entre la pièce simulée et la pièce mesurée.

Le chapitre 4 a été consacré à la fabrication d'un montage instrumenté qui permet de mesurer les déformations après chaque passe sans desserrer totalement la pièce et de corriger les défauts géométriques de la pièce. Ce montage a été multifonctionnel pour mener des essais largement instrumentés. En se basant sur la simulation, le montage a été conçu pour mesurer les déformations de la pièce sans avoir à la débrider totalement. Pour ce faire, le montage a été conçu avec des brides pivotées et une liaison glissière permettant à la pièce de se déformer. De plus, le montage a été équipé d'un vérin qui permet de corriger la position de la pièce. Ce vérin est contrôlé manuellement après chaque passage et il a été choisi dans un premier temps de le placer au centre de la pièce. Ainsi, et afin de mesurer l'évolution des efforts de bridage pendant l'usinage, des capteurs d'efforts ont été intégrés au niveau des brides.

La première campagne d'essais a été réalisée sans correction et en utilisant une géométrie simple (rainurage). L'objectif de cette essai est de confirmer que le montage permet la visualisation des déformations sans totalement débrider la pièce. Pendant l'usinage, le vérin a été mis en contact avec la pièce pour éviter les déformations de celle-ci pendant l'usinage. Ensuite, après l'enlèvement de matière, le vérin est desserré pour libérer la pièce et mesurer les déformations. Pour commencer la passe suivante, le vérin est remis en contact avec la pièce. En utilisant cette procédure et sans correction, l'épaisseur finale de la pièce est variable. Après l'usinage de la dernière passe, la pièce bridée dans le montage (vérin desserré) a été comparée avec la pièce complètement débridée. L'écart des déformations est de l'ordre de quelques centièmes des millimètres.

La deuxième campagne d'essais a été réalisée en utilisant une géométrie qui entraîne une torsion de la pièce. Les objectifs de cette manipulation sont : i) revenir à la position détordue de la pièce en utilisant les informations sur les efforts de bridage. Un protocole de mesure de la déformation utilisant le scanner GOM et le palpeur de la machine-outil a été développé. Les résultats du palpement ont montré qu'en utilisant les informations des capteurs d'effort, il est possible de revenir à la position non déformée de la pièce avec une erreur de l'ordre du centième de millimètre. ii) usinage d'une géométrie qui se déforme en torsion. Les résultats des déformations ont montré que le montage conçu ne permet pas de mesurer toutes les déformations de la pièce à l'état bridée.

Perspectives

De nombreuses perspectives peuvent être explorées à l'issue de ce travail de recherche. Le modèle du TTh développé dans le Chapitre 2 a été validé en utilisant des méthodes destructives. Cependant, il a des écarts entre les CR simulées et celles mesurées expérimentalement. Ces écarts sont dus essentiellement à des erreurs sur les données d'entrée du modèle de TTh qui sont issues de la littérature. Il pourrait être intéressant de déterminer expérimentalement ces données directement sur les plaques afin d'évaluer leur effet sur les CR.

En ce qui concerne le modèle d'optimisation, plusieurs améliorations peuvent être envisagées :

- La base de données peut être enrichie par un plan d'expériences plus large. Ce plan d'expériences peut prendre en considération l'effet d'autres paramètres d'entrée de TTh tels que le module de Young (E), la limite d'élasticité (σ_0), la chaleur spécifique (C_p) la densité (ρ). Ainsi, le plan d'expériences peut être enrichi en utilisant plus de 3 niveaux (-1, 0, 1). L'utilisation d'une base plus riche permet d'avoir une fonction de réduction de modèle plus précise après le PGD, ce qui réduira davantage l'écart géométrique entre la pièce simulée et celle mesurée expérimentalement.
- La chaîne numérique utilisée doit également être améliorée en utilisant la méthode du level-set. La méthode de création de maillage utilisée a montré qu'elle n'était pas adaptée au desserrage/re-serrage de la pièce après chaque passage. L'utilisation du level-set permet également d'automatiser la génération du maillage dans le modèle de distorsion.

Concernant la partie expérimentale, le montage instrumenté doit être amélioré pour s'adapter à plusieurs géométries avec des déformations en torsion. Cela implique que le montage doit permettre des déformations à la fois dans le sens longitudinal et dans le sens transversal. Ce sera un défi d'avoir une grande flexibilité et d'assurer une bonne stabilité.

En ce qui concerne les corrections de distorsion, la position, la forme et le nombre de vérins à utiliser peuvent être choisis en fonction de simulations de distorsion. Cela permettra des corrections plus précises des défauts géométriques. Ainsi, la commande du vérin doit être automatisée pour être plus précise, à l'instant, le vérin est commandé manuellement. Des brides instrumentées peuvent être utilisées pour suivre en temps réelles les réactions de la pièce pendant l'usinage. Ceci est possible avec l'utilisation de capteurs de déplacement à courants de Foucault.

Enfin, ce travail présente une approche pour prédire, optimiser et ensuite corriger les distorsions des pièces en alliage d'aluminium. La méthodologie utilisée est un premier pas vers le contrôle et la maîtrise de la déformation des pièces.

Références

- Attanasio, A., E. Ceretti, M. Gelfi, et C. Giardini. (2009). Experimental Evaluation of Lubricant Influence on Residual Stress in Turning Operations. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 6 (1/2): 106. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2009.026931>.
- Azeez, M. F. A., & Vakakis, A. F. (2001). Proper orthogonal decomposition (POD) of a class of vibroimpact oscillations. *Journal of Sound and vibration*, 240(5), 859-889.
- Ba, K., Levesque, J., Gakwaya, A., & Karganroudi, S. S. (2021). Residual stress investigation of quenched and artificially aged aluminum alloy 7175. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 116(5-6), 1537-1553.
- Baizeau, T., S. Campocasso, G. Fromentin, et R. Besnard. (2017). Kinematic Field Measurements During Orthogonal Cutting Tests via DIC with Double-Frame Camera and Pulsed Laser Lighting. *Experimental Mechanics* 57 (4): 581-91. <https://doi.org/10.1007/s11340-016-0248-9>.
- Barralis, J., Castex, L., & Maeder, G. (1999). Précontraintes et traitements superficiels. *Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, (M1180), M1180-1*.
- Barnier, N., & Brisset, P. (1999). Optimisation par algorithme génétique sous contraintes. *Revue des Sciences et Technologies de l'Information-Série TSI: Technique et Science Informatiques*, 18(1), pp-1.
- Bowden, D. M., & Halley, J. E. (2001). Aluminium reliability improvement program-final report 60606. Chicago, IL, USA: The Boeing Company.
- Brinksmeier, E., et J. Sölter. (2009). Prediction of Shape Deviations in Machining. *CIRP Annals* 58 (1): 507-10. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.03.123>.
- Brunton, S., & Kutz, J. N. (2019). Data-driven science and engineering. 107–109.
- Bueckner, H. F. (1973). Field singularities and related integral representations. *Methods of analysis and solutions of crack problems: Recent developments in fracture mechanics Theory and methods of solving crack problems*, 239-314.
- Casuso, M., Polvorosa, R., Veiga, F., Suárez, A., & Lamikiz, A. (2020). Residual stress and distortion modeling on aeronautical aluminum alloy parts for machining sequence optimization. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 110, 1219-1232.
- Cerutti, X., et K. Mocellin. 2015. Parallel Finite Element Tool to Predict Distortion Induced by Initial Residual Stresses during Machining of Aeronautical Parts. *International Journal of Material Forming* 8 (2): 255-68. <https://doi.org/10.1007/s12289-014-1164-0>.
- Chantzis, D. (2013). An Industrial Workflow to Minimise Part Distortion for Machining of Large Monolithic Components in Aerospace Industry. *Procedia CIRP*, 6.
- Cherif, I. Modélisation et validation expérimentale de la distorsion de plaques usinées. (2019). Thèse de doctorat. Paris, ENSAM.

- Cherif, I., Outeiro, J., Cotton, D., Poulachon, G., Charrondiere, G., & Brosse, A. (2019). Effects of toolpath and clamping strategies in machining distortion of stainless-steel parts. *Procedia CIRP*, 82, 427-431.
- Chinesta, F., Ammar, A., Leygue, A., & Keunings, R. (2011). An overview of the proper generalized decomposition with applications in computational rheology. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 166(11), 578-592.
- Chinesta, F., & Ladevèze, P. (2014). Separated representations and PGD-based model reduction. *Fundamentals and Applications, International Centre for Mechanical Sciences, Courses and Lectures*, 554, 24.
- Cueto, E., David G., & Icíar, A. (2016). *Proper Generalized Decompositions*. SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology. Cham: Springer International Publishing. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-29994-5>.
- D'Alvise, L., D. Chantzis, B. Schoinochoritis, et K. Salonitis. (2015). Modelling of Part Distortion Due to Residual Stresses Relaxation: An AerOnautical Case Study. *Procedia CIRP* 31: 447-52. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.069>.
- Davim, J. Paulo, éd. (2010). *Surface Integrity in Machining*. London: Springer London. <https://doi.org/10.1007/978-1-84882-874-2>.
- Denkena, B., et L. De Leon. (2008). Milling Induced Residual Stresses in Structural Parts out of Forged Aluminium Alloys. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 4 (4): 335. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2008.023717>.
- De Aguiar, J. B., Barbosa, G. M., & Batalha, G. F. (2001). Sheet bending theory applied to a three roll process.
- Durantón, P., Devaux, J., Robin, V., Gilles, P., & Bergheau, J. M. (2004). 3D modelling of multipass welding of a 316L stainless steel pipe. *Journal of Materials Processing Technology*, 153, 457-463.
- Fergani, O., Lazoglu, I., Mkaddem, A., El Mansori, M., & Liang, S. Y. (2014). Analytical modeling of residual stress and the induced deflection of a milled thin plate. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 75, 455-463.
- Feeny, B.F. (2002). On proper orthogonal co-ordinates as indicators of modal activity. *Journal of Sound and Vibration* 255 (5): 805-17. <https://doi.org/10.1006/jsvi.2001.4120>.
- Gabb, T. P., Telesman, J., Kantzos, P. T., et al. Stress relaxation in powder metallurgy superalloy disks. *TMS letters*, (2004), vol. 5, p. 115-116.
- Gauthier, J., T.W. Krause, et D.L. Atherton. (1998). Measurement of Residual Stress in Steel Using the Magnetic Barkhausen Noise Technique. *NDT & E International* 31 (1): 23-31. [https://doi.org/10.1016/S0963-8695\(97\)00023-6](https://doi.org/10.1016/S0963-8695(97)00023-6).
- Gonzalo, O., Seara, J. M., Guruceta, E., Izpizua, A., Esparta, M., Zamakona, I.,... & Thoelen, J. (2017). A method to minimize the workpiece deformation using a concept of intelligent fixture. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 48, 209-218.

- Greß, T., Mittler, T., Schmid, S. et al. (2019). Thermal Analysis and Production of As-Cast Al 7075/6060 Bilayer Billets. *Inter Metalcast* 13, 817–829. <https://doi.org/10.1007/s40962-018-0282-8>.
- Grant, P. V., Lord, J. D., et Whitehead, P. S. Measurement good practice guide no. 53–issue 2. The measurement of residual stresses by the incremental hole drilling technique, ISSN, (2006), vol. 1744, p. 3911.
- Han, S., & Feeny, B. (2003). Application of proper orthogonal decomposition to structural vibration analysis. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 17(5), 989-1001.
- He, W., Gu, B. P., Zheng, J. Y., & Shen, R. J. (2012). Research on high-frequency vibratory stress relief of small Cr12MoV quenched specimens. In *Applied Mechanics and Materials* (Vol. 157, pp. 1157-1161). Trans Tech Publications Ltd.
- Holmes, P., Lumley, J. L., Berkooz, G., & Rowley, C. W. (2012). *Turbulence, coherent structures, dynamical systems and symmetry*. Cambridge university press.
- Hosseinzadeh, F., Kowal, J., & Bouchard, P. J. (2014). Towards good practice guidelines for the contour method of residual stress measurement. *The Journal of Engineering*, 2014(8), 453-468.
- Hospers, F., et L. B. Vogelesang. (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. *Experimental Mechanics* 15 (3): 107-10. <https://doi.org/10.1007/BF02320640>.
- Huang, X., Sun, J., & Li, J. (2015). Finite element simulation and experimental investigation on the residual stress-related monolithic component deformation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 77, 1035-1041.
- Jacobus, K., DeVor, R. E., Kapoor, S. G., & Peascoe, R. A. (2001). Predictive model for the full biaxial surface and subsurface residual stress profiles from turning. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 123(4), 537-546.
- Jeanmart, Ph et Bouvaist, J. Finite element calculation and measurement of thermal stresses in quenched plates of high–strength 7075 aluminium alloy. *Materials science and technology*, (1985), vol. 1, no 10, p. 765-769.
- Kerschen, G., Golinval, J. C., Vakakis, A. F., & Bergman, L. A. (2005). The method of proper orthogonal decomposition for dynamical characterization and order reduction of mechanical systems: an overview. *Nonlinear dynamics*, 41, 147-169.
- Karsten, O., Grote, C., Schimanski, K., Von Hehl, A., & Zoch, H. (2010). Optimized Processing for Distortion Control in Milling of Al-Zn-Mg Alloys. In *Proc. 12th Int. Conf. Alum. Alloy.*, Yokohama, Japan: The Japan Institute of Light Metals (pp. 1261-1266).
- Koç, M., Culp, J., & Altan, T. (2006). Prediction of residual stresses in quenched aluminum blocks and their reduction through cold working processes. *Journal of materials processing technology*, 174(1-3), 342-354.
- Lenaerts, V., Kerschen, G., & Golinval, J. C. (2001). Proper orthogonal decomposition for model updating of non-linear mechanical systems. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 15(1), 31-43.

- Liang, Y. C., Lin, W. Z., Lee, H. P., Lim, S. P., Lee, K. H., & Sun, H. (2002). Proper orthogonal decomposition and its applications—part II: Model reduction for MEMS dynamical analysis. *Journal of Sound and Vibration*, 256(3), 515-532.
- Liu, C., & Yi, X. (2013). Residual stress measurement on AA6061-T6 aluminum alloy friction stir butt welds using contour method. *Materials & Design*, 46, 366-371.
- Li, Y., Liu, C., Hao, X., Gao, J. X., & Maropoulos, P. G. (2015). Responsive fixture design using dynamic product inspection and monitoring technologies for the precision machining of large-scale aerospace parts. *CIRP Annals*, 64(1), 173-176.
- Lorong, P., Coffignal, G., & Cohen-Assouline, S. (2008). Simulation du comportement dynamique d'un système usinant: modélisation de l'interaction outil/matière en présence d'une pièce flexible. *Mechanics & Industry*, 9(2), 117-124.
- Ma, K., Goetz, R., & Srivatsa, S. K. (2010). Modeling of residual stress and machining distortion in aerospace components. Air force research lab wright-patterson AFB OH materials and manufacturing directorate.
- Madariaga, A., I. Perez, P. J. Arrazola, R. Sanchez, J. J. Ruiz, et F. J. Rubio. (2018). Reduction of Distortions in Large Aluminium Parts by Controlling Machining-Induced Residual Stresses. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 97 (1-4): 967-78. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1965-2>.
- Masoudi, S., Amini, S., Saeidi, E., & Eslami-Chalander, H. (2015). Effect of machining-induced residual stress on the distortion of thin-walled parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 76, 597-608.
- Montay, G., Maras, A., & Rouhaud, E. (2011, August). Analyse des contraintes résiduelles par la méthode de la rainure et du trou incrémental. In CFM 2011-20ème Congrès Français de Mécanique. AFM, Maison de la Mécanique, 39/41 rue Louis Blanc-92400 Courbevoie.
- Moussaoui, K., S. Segonds, W. Rubio, et M. Mousseigne. (2016). Studying the Measurement by X-Ray Diffraction of Residual Stresses in Ti6Al4V Titanium Alloy. *Materials Science and Engineering: A* 667 (juin): 340-48. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2016.03.130>.
- Noyan, I. C., Cohen, J. B., Noyan, I. C., & Cohen, J. B. (1987). Determination of strain and stress fields by diffraction methods. *Residual stress: measurement by diffraction and interpretation*, 117-163.
- Olson, M. D., DeWald, A. T., Prime, M. B., & Hill, M. R. (2015). Estimation of uncertainty for contour method residual stress measurements. *Experimental Mechanics*, 55, 577-585.
- Osher, S., & Sethian, J. A. (1988). Fronts propagating with curvature-dependent speed: Algorithms based on Hamilton-Jacobi formulations. *Journal of computational physics*, 79(1), 12-49.
- Poulhaon, F. Génération en ligne de trajectoires d'usinage par une approche de réduction de modèle. (2015). Thèse de doctorat. Ecole Centrale de Nantes.
- Poulhaon, F., Leygue, A., Rauch, M., Hascoet, J. Y., & Chinesta, F. (2014). Simulation-based adaptive toolpath generation in milling processes. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 15(3-4), 263-284.

- Prime, B. (1999). « Residual Stress Measurement by Successive Extension of a Slot: The Crack Compliance Method ». *Applied Mechanics Reviews* 52 (2): 75-96. <https://doi.org/10.1115/1.3098926>.
- Prime, M. B., & DeWald, A. T. (2013). *Practical Residual Stress Measurement Methods: The Contour Method*.
- Prime, M. B., & Hill, M. R. (2002). Residual stress, stress relief, and inhomogeneity in aluminum plate. *Scripta materialia*, 46(1), 77-82.
- Rebergue, G., B. Blaysat, H. Chanal, et E. Duc. (2018). Advanced DIC for Accurate Part Deflection Measurement in a Machining Environment. *Journal of Manufacturing Processes* 33 (juin): 10-23. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.04.016>.
- Richter-Trummer, V., D. Koch, A. Witte, J. F. dos Santos, et P. M. S. T. de Castro. (2013). Methodology for Prediction of Distortion of Workpieces Manufactured by High Speed Machining Based on an Accurate Through-the-Thickness Residual Stress Determination. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 68 (9-12): 2271-81. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-4828-x>.
- Rodríguez-Sánchez, A. E., Ledesma-Orozco, E., & Ledesma, S. (2020). Part distortion optimization of aluminum-based aircraft structures using finite element modeling and artificial neural networks. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 31, 595-606.
- Roy, M. J., Stoyanov, N., Moat, R. J., & Withers, P. J. (2020). pyCM: An open-source computational framework for residual stress analysis employing the Contour Method. *SoftwareX*, 11, 100458.
- Sassoulas, H. (2016). Thermal treatments of stainless steels. *Engineering techniques, treated Metallic materials*, M, 1, 155.
- Sim, W. M. (2011). Residual stress engineering in manufacture of aerospace structural parts. In *3rd International conference on distortions engineering* (pp. 187-194).
- Solari, G., Carassale, L., & Tubino, F. (2007). Proper orthogonal decomposition in wind engineering- Part 1: A state-of-the-art and some prospects. *Wind and Structures*, 10(2), 153-176
- Sun, J., et Y.B. Guo. (2009). A Comprehensive Experimental Study on Surface Integrity by End Milling Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (8): 4036-42. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.09.022>.
- Tang, Z.T., Z.Q. Liu, Y.Z. Pan, Y. Wan, et X. Ai. (2009). The Influence of Tool Flank Wear on Residual Stresses Induced by Milling Aluminum Alloy. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (9): 4502-8. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.10.034>.
- Tanner, D. A., et J. S. Robinson. (2000). Residual Stress Prediction and Determination in 7010 Aluminum Alloy Forgings. *Experimental Mechanics* 40 (1): 75-82. <https://doi.org/10.1007/BF02327551>.
- Thoben, K. D., Lübben, T., Clausen, B., Prinz, C., Schulz, A., Rentsch, R., & Mayr, P. (2003, May). Distortion Engineering": A system-oriented view on the distortion of component-parts. In *Proceedings of the 4th International Conference on Quenching and Control of Distortion* (pp. 325-331).

- Totten, George E., Maurice A. H. Howes, et Tatsuo Inoue, Ed. (2002). Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel. Materials Park, Ohio: ASM International.
- Toubhans, B., Viprey, F., Fromentin, G., Karaouni, H., & Dorlin, T. (2021). Study of phenomena responsible for part distortions when turning thin Inconel 718 workpieces. *Journal of Manufacturing Processes*, 61, 46-55.
- Toubhans, B., Viprey, F., Fromentin, G., & Karaouni, H. (2019). Prediction of form error during face turning on flexible Inconel 718 workpiece. *Procedia CIRP*, 82, 290-295.
- Wang, J., Zhang, D., Wu, B., & Luo, M. (2018). Prediction of distortion induced by machining residual stresses in thin-walled components. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 95, 4153-4162.
- Wei, Y., & Wang, X. W. (2007). Computer simulation and experimental study of machining deflection due to original residual stress of aerospace thin-walled parts. *The international journal of advanced manufacturing technology*, 33, 260-265.
- Wiesner, C. (1992). Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304: numerical calculation of the thermal component and comparison with experimental results. *Metallurgical Transactions A*, 23, 989-996.
- Yan, Q., Luo, M., & Tang, K. (2018). Multi-axis variable depth-of-cut machining of thin-walled workpieces based on the workpiece deflection constraint. *Computer-Aided Design*, 100, 14-29.
- Yu, J., Chen, Z., & Jiang, Z. (2016). An approach for machining distortion measurements and evaluation of thin-walled blades with small datum. *Chinese Journal of Aeronautics*, 29(6), 1806-1814.
- Zhang, Z., Li, L., Yang, Y., He, N., & Zhao, W. (2014). Machining distortion minimization for the manufacturing of aeronautical structure. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 73, 1765-1773.

Annexes A : Plan d'expériences (27 simulations)

Le plan d'expériences avec 27 profils de contraintes dans le Tableau ci-dessous. Les lignes colorées en rouges sont les simulations non retenues dans la construction de la base à cause des problèmes de convergence.

Simulations	λ %	h_w %	α %
1	-5	-20	-5
2	-5	-20	0
3	-5	-20	5
4	-5	0	-5
5	-5	0	0
6	-5	0	5
7	-5	20	-5
8	-5	20	0
9	-5	20	5
10	0	-20	-5
11	0	-20	0
12	0	-20	5
13	0	0	-5
14	0	0	0
15	0	0	5
16	0	20	-5
17	0	20	0
18	0	20	5
19	5	-20	-5
20	5	-20	0
21	5	-20	5
22	5	0	-5
23	5	0	0
24	5	0	5
25	5	20	-5
26	5	20	0
27	5	20	5

Annexes B : Caractéristiques Scanner GOM

Données générale

Système : ATOS Q 255 MV350

Volume de mesure: MV350 (350 x 260 x 260) mm

Date: 18.12.2020

Température de mesure : 21.0 °C

Nom : Z0019

Date de calibration : 13.05.2020

Laboratoire de calibration: Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH

Température de calibration : 20.3 °C

Coefficient de dilatation pour l'espacement des sphères : $4.00 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Coefficient de dilatation pour le diamètre : $10.50 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Dimensions de base

Espacement des sphères : 230 mm

Diamètre de la sphère gauche : 30 mm

Diamètre de la sphère droite : 30 mm

Dimensions nominales calibrées

Espacement des sphères : 229.9946 mm

Diamètre de la sphère gauche : 30.0013 mm

Diamètre de la sphère droite : 30.0012 mm

Paramètres de mesure

Nombre de temps d'exposition : 1

Contraste minimal des franges : 15 valeurs de gris

État : Éviter les points à forte différence de luminosité ? Oui

État : Éviter les points de triple balayage ? Non

État : Éviter les points de Triple Scan lors de fortes différences de luminosité ? Oui

Résidu maximal : 0,20 pixel

Mode de limitation de la profondeur : Limitation automatique de la profondeur

Taille du masque d'angle : 0

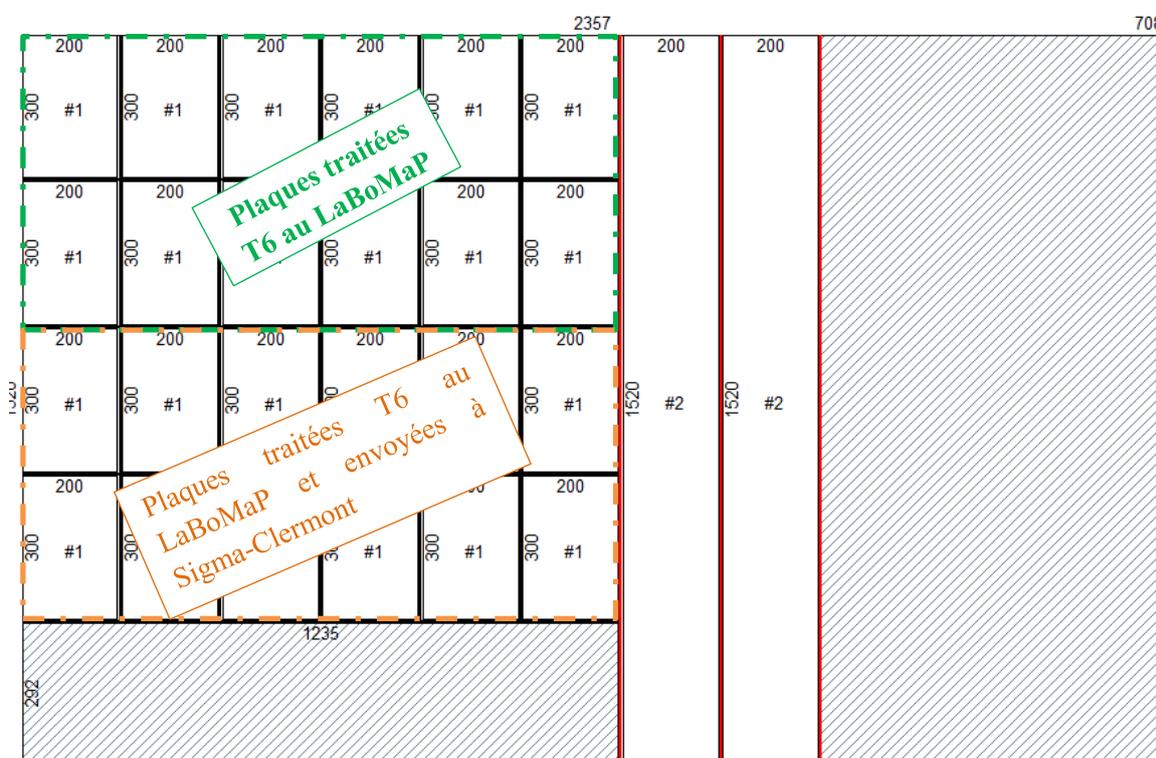
Résolution de mesure : Pleine résolution

Résumé du test d'acceptation/de revérification

Paramètres	Déviatiion maximale
Probing error form (sigma)	0,001 mm
Probing error (size)	-0,003 mm
Sphere spacing error	-0,009 mm
Length measurement error	-0,009 mm

Annexe C :

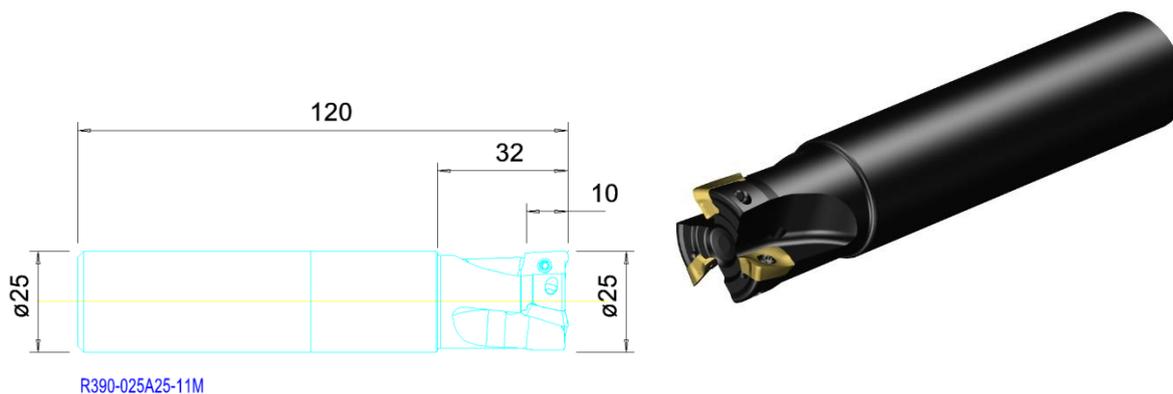
- **Position des plaques en Alliage d'Aluminium Al 7075 dans la plaque mère (Epaisseur de 40 mm) :**



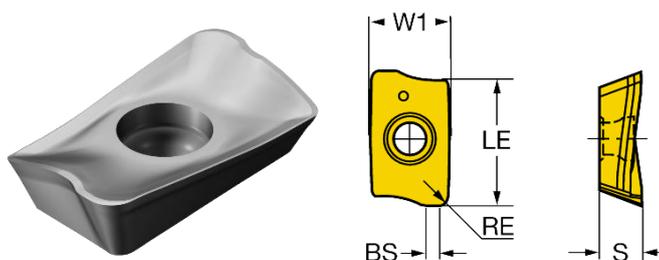
Annexe D : Fraise et plaquettes employé(es) en usinage :

- **Usinage de la pièce #1 : rainurage**

Fraise : R390-025A25-11M



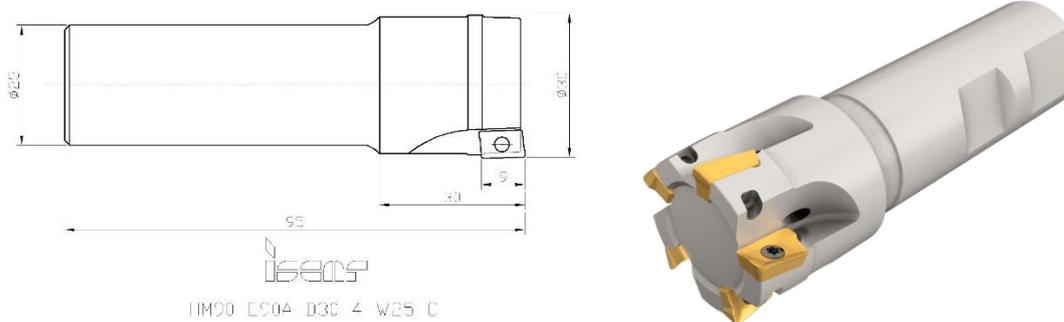
Plaquettes : R390-11 T3 08M-KL H13A



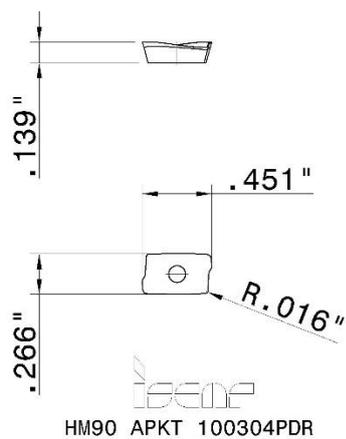
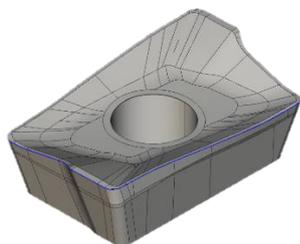
Cutting edge effective length(LE)	10 mm
Corner radius(RE)	0,8 mm
Insert width(W1)	6,8 mm
Insert thickness(S)	5,59 mm
Wiper edge length(BS)	1,2 mm

▪ **Usinage de la pièce #2**

Fraise : HM90 E90A-D30-4-W25-C



Plaquettes : HM90 APKT 100304PDR IC28



Résumé

Pour des pièces minces, dont la forme finale est obtenue par usinage, il est fréquent d'observer, après débridage, des déformations non compatibles avec l'usage à venir de ces pièces. Ces déformations sont provoquées par le relâchement et la redistribution de contraintes initiales durant l'usinage et durant le débridage. Ces contraintes initiales sont générées par des procédés de fabrication appliqués avant l'usinage, tels que le laminage et le traitement thermique. Une approche basée sur la modélisation numérique est envisagée dans ce travail pour anticiper et minimiser ces déformations et ainsi économiser du temps et de l'argent. L'approche utilise des mesures in-situ sur des pièces en alliage d'aluminium 7075-T6. Elle s'appuie notamment sur un méta-modèle utilisant une base de profils de contraintes résiduelles déduit d'un plan d'expériences basé sur les incertitudes et les sensibilités des données de simulation du traitement thermique appliqué, avant usinage, à la pièce. Ensuite, une décomposition en valeur singulière (SVD) est utilisée pour représenter la nouvelle combinaison de contraintes résiduelles. Cette combinaison est mise à jour après chaque étape d'usinage à l'aide d'une optimisation basée sur des mesures de distorsion réelles. Ce méta-modèle est ainsi utilisé pour tenter de prédire la déformation exacte de la pièce après débridage grâce à une observation des déformations de la pièce en cours d'usinage. Cette prédiction des déformations, permet de corriger la trajectoire de l'outil lors de la dernière passe d'usinage à l'aide d'un montage instrumenté pour améliorer la forme finale de la pièce après débridage.

Mots clés : Contraintes Résiduelles, Distorsion, Simulation Numérique, Réduction du modèle, Al 7075

Résumé en anglais

After unclamping of machined thin part undesirable deformations are often observed. These distortions are caused by the release and redistribution of the initial residual stresses during machining and during unclamping. Manufacturing processes applied before machining, such as rolling and heat treatment generate these initial stresses. An approach based on numerical modeling is considered in this work to anticipate and minimize these distortions and thus save time and money. This approach is based on in-situ measurements of 7075-T6 aluminum alloy parts. It introduces a meta-model that consists in building a base of residual stress profiles from a design of experiments based on the uncertainties and sensitivities applied on the simulation of the heat treatment applied on the part before machining. Then, a singular value decomposition (SVD) has been used to represent the new combination of residual stresses. This combination is updated after each machining step using optimization based on real distortion measurements. This meta-model is used to predict the exact distortion of the part after unclamping thanks to an observation of the distortions of the part during its machining. Using this prediction of the distortions, it is then possible to correct the tool trajectory during the last machining path using an instrumented clamping system to improve the final shape of the part after unclamping.

Keywords: Residual Stresses, Distortion, Numerical Simulation, Model Reduction, Al 7075