



HAL
open science

Apport des méthodes de remaillage pour la simulation de champs localisés. Validation en usinage par corrélation d'images.

Bessam Zeramdini

► To cite this version:

Bessam Zeramdini. Apport des méthodes de remaillage pour la simulation de champs localisés. Validation en usinage par corrélation d'images.. Génie des procédés. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2018. Français. NNT : 2018ENAM0051 . tel-02193989

HAL Id: tel-02193989

<https://pastel.hal.science/tel-02193989>

Submitted on 25 Jul 2019

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 n° 432 : Sciences des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité « Mécanique-Procédés de fabrication »

Présentée et soutenue publiquement par

Bessam ZERAMDINI

Le 3 décembre 2018

**Apport des méthodes de remaillage
pour la simulation de champs localisés.
Validation en usinage par corrélation d'images.**

Directeur de thèse : Guénaël GERMAIN

Co-encadrement de la thèse : Thomas POTTIER, Camille ROBERT

Jury

Éric FEULVARCH, Professeur des universités, LTDS, ENISE

Mohammed NOUARI, Professeur des universités, École des Mines de Nancy, LEM3

Christine ESPINOSA, Professeure Associée HDR, ICA, ISAE-Supaero

Laurent DUBAR, Professeur des universités, LAMIH, Univ.de Valenciennes

Thomas POTTIER, Maitre-Assistant, ICA, École des Mines d'Albi

Camille ROBERT, Ingénieur de Recherche, LAMPA, Arts et Métiers – Angers

Guénaël GERMAIN, Maitre de conférences HDR, LAMPA, Arts et Métiers – Angers

Yannick MARGANI, Simulia, Dassault Systèmes

Rapporteur

Rapporteur

Examinatrice

Examineur

Examineur

Examineur

Examineur

Invité

T
H
È
S
E

Remerciement

Je profite de l'occasion qui m'est accordée par le biais de ce manuscrit pour exprimer ma sincère gratitude et ma très profonde reconnaissance envers tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à ce que cette thèse voie le jour. Je tiens à remercier sincèrement les membres de mon jury de l'intérêt qu'ils ont manifesté pour mes résultats, de la richesse et de la qualité de la discussion que nous avons pu avoir. Merci à mes rapporteurs Éric FEULVARCH et Mohammed NOUARI pour le temps qu'ils ont consacré à la lecture et l'évaluation de mon manuscrit de thèse. Je remercie également Laurent DUBAR d'avoir accepté de présider le jury.

Mes remerciements vont ensuite à mes encadrants de thèse : Guénaël GERMAIN, Camille ROBERT et Thomas POTTIER. Je vous remercie tous les trois pour votre engagement, votre disponibilité, votre bienveillance mais aussi pour vos compétences et votre expérience. L'excellente qualité de votre encadrement m'a permis de grandir et m'épanouir dans cette aventure. Je vous remercie également pour toutes les discussions non scientifiques que nous avons pu avoir, et qui ont fait que cette expérience a été plus qu'une simple collaboration.

Je remercie ensuite l'ensemble des personnels ENSAM que j'ai côtoyés pendant cette aventure, vous participez tous à cette ambiance unique qui existe au laboratoire LAMPA, qui le rend si difficile à quitter. Sans tous les moments de détente, de rire, de joie, de camaraderies partagées ensemble, les choses auraient été très différentes. Je ne peux assurément pas me lancer dans un listing de toutes les personnes avec qui j'ai apprécié de vivre tous ces moments sans en oublier, ou ne pas sans leur consacrer un nombre de mots à la hauteur de ce qu'ils m'ont apporté.

Mes derniers remerciements et non les moindres s'adressent à mes proches pour leur soutien quotidien indéfectible et leur enthousiasme contagieux à l'égard de mes travaux comme de la vie en général. Leur soutien a été sans faille et je lui serai éternellement reconnaissant d'avoir été la pierre angulaire de ce projet.

Table des matières

Introduction générale	5
Chapitre I. Processus de formation du copeau et modélisation de la coupe.....	7
I.1 Introduction	7
I.2 Mécanismes physiques de la coupe.....	7
I.2.1 Cadre de l'étude : la coupe orthogonale.....	7
I.2.2 Mécanisme de formation du copeau	8
I.2.3 Morphologie du copeau	10
I.2.4 Analyse des bandes de cisaillement	12
I.2.5 Caractère tridimensionnel d'un feston.....	14
I.2.6 Synthèse sur la formation du copeau.....	16
I.3 Modélisation numérique de la coupe orthogonale	17
I.3.1 Modélisation numérique de la coupe sans maillage	17
I.3.1.1 La méthode SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics).....	17
I.3.1.2 La méthode CNEM (Constrained Natural Element Method).....	18
I.3.1.3 La méthode DEM (Discrete element method).....	19
I.3.1.4 Synthèse sur les méthodes sans maillage.....	20
I.3.2 Modélisation numérique de la coupe avec maillage.....	20
I.3.2.1 Méthode d'intégration numérique en temps	20
I.3.2.2 Type de description.....	21
I.3.2.3 Synthèse sur la modélisation numérique avec maillage	23
I.3.3 Choix du code de calcul.....	25
I.4 Démarche proposée.....	27
I.5 Conclusion.....	29
Chapitre II. Transfert de champs thermomécanique en grande déformation	31
II.1 Introduction	31
II.2 Transfert des variables.....	32
II.2.1 Choix des variables.....	32
II.2.2 Transfert des variables continues.....	33
II.2.3 Transfert des variables discontinues.....	34
II.2.3.1 Transfert direct entre l'ancien point de Gauss et le nouveau point de Gauss	35
II.2.3.2 Transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien au nouveau maillage	38
II.2.3.3 Transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage	38
II.2.3.4 Extrapolation des champs discontinue	39

II.2.3.5	Améliorations des conditions de consistance	43
II.2.3.6	Améliorations en surface	45
II.2.3.7	Améliorations du point de vue physique.....	45
II.2.4	Choix d'un opérateur de transfert.....	46
II.2.4.1	Choix du cas test	46
II.2.4.2	Choix du comportement matériau	47
II.2.4.3	Cas test 1 : Transfert entre maillages identique.....	48
II.2.4.4	Cas test 2 : Transfert entre deux maillages différents.....	50
II.2.4.5	Synthèse	55
II.3	Conclusion.....	56
Chapitre III.	Optimisation de la discrétisation spatiale du maillage.....	58
III.1	Introduction	58
III.2	Les méthodes d'adaptations	59
III.2.1	Terminologie.....	59
III.2.2	Méthodes retenues et outils nécessaires.....	61
III.3	Décision de remaillage.....	62
III.3.1	Critère de remaillage basé sur un ou plusieurs critères physiques	62
III.3.1.1	Modélisation numérique de propagation de fissure	63
III.3.1.2	Cas test	65
III.3.2	Critère de remaillage basé sur la réduction d'une erreur	68
III.3.2.1	Introduction.....	68
III.3.2.2	Techniques d'estimation d'erreur a posteriori.....	70
III.3.2.3	Stratégie d'adaptation.....	74
III.4	Construction d'un nouveau maillage	76
III.4.1	Définition de la carte de tailles optimales.....	76
III.4.2	Définition de la géométrie du domaine.....	78
III.4.3	Qualité des éléments.....	78
III.4.4	Gestion du contact	79
III.5	Vérification de l'optimalité du maillage.....	80
III.6	Mise en œuvre de la procédure d'adaptation du maillage	81
III.6.1	Choix du critère d'adaptation du maillage.....	81
III.6.1.1	Cas d'applications analytiques	81
III.6.1.2	Cas d'application élément finis.....	84
III.6.1.3	Synthèse sur le choix du critère d'adaptation du maillage.....	85
III.6.2	Effet d'erreur imposée sur la convergence de la solution EF.....	86
III.6.3	Effet de la fréquence d'adaptation sur la convergence de la solution EF.....	88
III.7	Conclusion.....	91

Chapitre IV. Mise en place de la procédure de remaillage avec endommagement	93
IV.1 Introduction	93
IV.2 Mise en œuvre de la procédure.....	93
IV.2.1 Schéma d'adaptation.....	93
IV.2.2 Cas test de l'adaptation du maillage : Essai de cisaillement.....	94
IV.2.3 Interprétation du déséquilibre	96
IV.2.4 Solution du déséquilibre dynamique	98
IV.2.4.1 Transfert d'un nombre de variables réduit et calcul des autres	98
IV.2.4.2 Stratégie de restabilisation à la fin de l'incrément courant.....	98
IV.2.4.3 Méthode d'équilibrage proposée.....	99
IV.3 Validation du processus d'équilibrage	100
IV.3.1 En petit déplacement: Essai de cisaillement.....	100
IV.3.2 En grand déplacement : Cas de forgeage.....	101
IV.3.3 Prise en compte de l'endommagement dans le processus de remaillage.....	104
IV.3.3.1 Essai de cisaillement.....	105
IV.4 Conclusion.....	109
Chapitre V. Validation du modèle à l'échelle locale	113
V.1 Introduction	113
V.2 Matériau étudié.....	113
V.3 Aspects mesure de champs 2D.....	114
V.3.1 Limites des mesures extenso-métriques.....	114
V.3.2 Les mesures sans contact.....	114
V.3.2.1 L'interférométrie holographique	115
V.3.2.2 Méthode de moiré	115
V.3.2.3 La méthode de la grille	116
V.3.2.4 La méthode de corrélation d'images	117
V.3.3 Critères de sélection.....	117
V.3.4 Technique retenue.....	118
V.3.5 Principe de la méthode de corrélation d'image numérique	118
V.3.5.1 Incertitudes des mesures par corrélation sur surfaces planes.....	120
V.4 Essai de cisaillement.....	121
V.4.1 Principe de l'essai de cisaillement.....	121
V.4.2 Dispositif expérimental.....	121
V.4.3 Démarche expérimentale pour la mesure locale.....	123
V.4.4 Résultats expérimentaux et discussion.....	125
V.4.5 Présentation du modèle numérique.....	129
V.4.5.1 Résultats numériques et discussion	130
V.4.6 Conclusion.....	131

V.5	Essais d'usinage	131
V.5.1	Analyse expérimentale de la coupe orthogonale	132
V.5.1.1	Dispositif expérimental.....	132
V.5.1.2	Paramètres opératoires	132
V.5.1.3	Mesure des champs.....	133
V.5.1.4	Résultats expérimentaux et discussions	134
V.5.2	Analyse numérique de la coupe orthogonale	146
V.5.2.1	Présentation du modèle de coupe	146
V.5.2.2	L'efficacité de la méthodologie de remaillage proposée	147
V.5.2.3	Comparaison des résultats expérimentale/numérique.....	150
V.5.2.4	Analyse de la formation d'un feston 3D	152
V.6	Conclusion.....	155
Conclusion générale et Perspectives		157
Liste des figures.....		161
Liste des tableaux		167
Bibliographie		168
Résumé.....		179

Introduction générale

Ce travail de thèse s'inscrit dans la compréhension des mécanismes mis en jeu pour la formation du copeau lors de l'usinage, et plus largement pour la modélisation des procédés de fabrication conduisant à de très fortes déformations de la matière lors de la mise en forme. Malgré de nombreux travaux de recherche, ces mécanismes sont encore mal connus. En effet, il est extrêmement difficile de réaliser des observations *in-situ* pendant le process et la fiabilité des simulations numériques est encore incertaine. Connaître précisément les champs thermiques et mécaniques lors de la formation d'un copeau est très important, car cela permettrait :

- d'améliorer les outils de coupe en pouvant estimer la charge thermique et mécanique qu'ils subissent pendant l'usinage,
- de prédire l'intégrité de surface de la pièce finie, notamment les contraintes résiduelles et les modifications microstructurales (écrouissage, changements de phase),
- de développer de nouveaux matériaux à usinabilité améliorée en optimisant son comportement (domaine plastique, endommagement) en fonction des sollicitations qu'il subira lors de l'usinage.

L'approche expérimentale se résume généralement à des mesures macroscopiques (effort, géométrie copeaux) et à des analyses métallurgiques *post-mortem* des copeaux ou de la surface de la pièce. Cette approche est trop parcellaire et ne permet pas d'avoir l'historique des phénomènes mis en jeu, l'approche numérique est donc très souvent utilisée. Les publications sont très nombreuses sur ce sujet, mais il apparaît que les résultats dépendent beaucoup du type de modélisation choisie, des choix (souvent arbitraires) des paramètres numériques et des données d'entrées très souvent mal maîtrisées. Les simulations numériques développées sont bien sur 'validées', mais sur des sorties macros (efforts de coupe, morphologie du copeau...), alors que ce sont les résultats locaux qui nous intéressent. Dans ces conditions, nous pouvons raisonnablement nous poser la question de la validité des modélisations proposées. L'étude réalisée lors de ce travail de thèse cherche à contribuer à la fiabilisation des modélisations numériques de l'usinage.

L'étude présentée dans ce manuscrit est composée de cinq chapitres. La démarche globale pour chaque chapitre a consisté dans un premier temps à identifier et à évaluer les différentes solutions disponibles dans la littérature. Les principales solutions ont à chaque fois été présentées et comparées sur des cas tests suffisamment représentatifs. Suivant l'efficacité, la robustesse et la faisabilité de la mise en place des différentes solutions trouvées, un choix a été effectué parmi les méthodes présentées ou, en absence de solution adaptée, une nouvelle stratégie a été proposée. La démarche se résume alors à procéder étape par étape jusqu'à la modélisation numérique en dimension trois de l'usinage.

Dans le chapitre I, la physique de la formation des copeaux sera présentée afin de mettre en évidence le domaine d'étude et la complexité de modélisation. Les différentes solutions utilisées pour modéliser les phénomènes seront discutées en détaillant leurs avantages et inconvénients les unes par rapport aux autres. Il apparaîtra que la principale difficulté est de garantir une bonne qualité du maillage sans dégradation des résultats. Une méthode de remaillage devra donc alors être développée et implémentée dans le logiciel Abaqus® pour répondre à cette difficulté. La méthode de remaillage proposé est conçue par deux axes (le transfert des champs

et l'adaptation du maillage), ce qui positionne la logique de structure des deux chapitres suivants.

Dans le chapitre II, nous rappelons les concepts fondamentaux de techniques de transfert de champs, formalisme mathématique qui servira de socle à notre méthode numérique. Nous analysons ici les méthodes de recouvrement les plus connues puis à l'aide de critères qualitatifs et quantitatifs bien choisis, nous les testerons sur un cas d'étude (éprouvette chapeau). L'objectif de ce travail est de justifier le choix d'une technique en regard de la précision de la solution éléments finis obtenue. Nous finirons ce chapitre par la présentation d'améliorations permettant d'augmenter la précision des résultats éléments finis. Ainsi, nous développons une variante de la technique SPR qu'on appellera technique SPR-amélioré.

Dans le chapitre III, nous aborderons l'aspect de génération et d'adaptation de maillage tridimensionnelle. Nous décrivons de manière générale les principales techniques de génération de maillages tétraédriques à savoir la méthode r, la méthode p et la méthode h. L'objectif de ce chapitre est l'amélioration de la qualité du calcul. Pour cela, une procédure d'adaptation de maillage a été mise en place afin de permettre d'atteindre le niveau de qualité désiré par l'utilisateur, tout en minimisant le nombre des degrés de liberté. Afin d'automatiser cette procédure, un estimateur d'erreur a été choisi après étude des différentes options disponibles dans la littérature. La même démarche a été employée pour choisir une stratégie d'amorçage et de propagation de fissure tridimensionnelle. Enfin, la stratégie adaptative a été mise en œuvre et les résultats ont été comparés à ceux obtenus pour des maillages uniformes.

Dans le chapitre IV, le transfert des champs (chapitre II) ainsi que l'adaptation du maillage (chapitre III) seront réunis pour modéliser différents procédés de mise en forme. Toutefois, après transfert, il n'y a aucune garantie que les champs transférés remplissent les conditions de cohérence et d'équilibre du système. Pour cela, une nouvelle approche d'équilibrage est proposée. Enfin, l'efficacité et la robustesse de la méthodologie proposée seront examinées à travers différentes applications (petit déplacement, grand déplacement, endommagement).

Dans le chapitre V, des mesures de champs cinématiques à travers la technique de corrélation d'images ont été réalisées pour des opérations d'usinage, afin de calculer les champs de déformation en pointe d'outil. Ces mesures ont servi à la validation de la simulation numérique à l'échelle locale. La comparaison des résultats expérimentaux et des résultats issus de calculs montre la robustesse de la procédure de remaillage adaptatif proposée avec des mesures en conditions extrêmes. De plus, la reproduction de l'écoulement de la matière sur les bords, la géométrie du copeau et les mécanismes d'enlèvement de la matière sont finalement présentés et discutés pour une opération d'usinage.

Le mémoire se termine par une conclusion générale qui synthétise l'étude scientifique menée et reprend ses principaux résultats. Des perspectives de futurs travaux sont également établies.

Chapitre I. Processus de formation du copeau et modélisation de la coupe

I.1 Introduction

Ce premier chapitre présente les mécanismes physiques lors de la formation d'un copeau, et les différents types de simulations numériques qui sont mises en place pour modéliser ces phénomènes.

Dans un premier temps, les trois zones de déformation qui apparaissent pendant la formation d'un copeau seront définies pour une opération dite de coupe orthogonale. La coupe orthogonale est une configuration particulière qui permet de simplifier l'opération d'usinage, pour être modélisable par une simulation plane (2D). Une attention particulière sera portée sur ces zones de déformation qui sont visibles sous forme de bandes de cisaillement localisées. Des moyens d'observations seront présentés, et nous verrons que même en coupe orthogonale, la coupe est bien un phénomène tridimensionnel.

Dans un deuxième temps, les différentes approches numériques, avec ou sans maillage, seront discutées pour dégager leurs avantages et inconvénients pour modéliser l'usinage. La problématique de la modélisation n'est pas simple, car elle doit permettre de rendre compte des forts gradients localisés des zones de déformation, permettre la séparation de la matière et gérer des interfaces de contact très sévères avec l'outil.

La conclusion permettra de dégager la trame de la solution proposée pour améliorer les modélisations.

I.2 Mécanismes physiques de la coupe

I.2.1 Cadre de l'étude : la coupe orthogonale

Les opérations d'usinage par enlèvement de la matière (tournage, fraisage, etc.) sont effectuées par un mouvement relatif du couple outil-pièce. Généralement, les outils sont caractérisés par des géométries de coupe tridimensionnelle complexes ce qui complexifie la modélisation. Cependant, il existe une configuration simple largement utilisée pour les études de formation du copeau : la coupe orthogonale (figure I-1a). Elle met en œuvre les mêmes phénomènes que la coupe 3D mais avec une géométrie plus simple ce qui facilite les observations expérimentales et la modélisation. Cette configuration simplifiée consiste à utiliser un outil avec une arête de coupe rectiligne qui est positionnée perpendiculairement à la direction de la vitesse de coupe (V_c) et à la vitesse d'avance (V_f). Lorsque l'épaisseur du copeau (f) reste très faible devant sa largeur (a) et selon les hypothèses de Merchant ([Merchant, 1945-a](#)), la coupe orthogonale peut se ramener à un problème bidimensionnel en déformations planes. Les champs thermomécaniques (déformation contrainte, températures, etc..) sont alors considérés identiques dans tous les plans perpendiculaires à l'arête de coupe ([Changeux, 2001](#)).

Du point de vue expérimental, les conditions de coupe quasi orthogonales peuvent être obtenues en utilisant un étai limeur (figure I-1b), une opération de tournage d'un tube avec une

avance axiale (figure I-1c) ou l'usinage de disque avec une avance radiale (figure I-1d). En tournage, l'inconvénient de la configuration sur tube (figure I-1c) est la vitesse de coupe qui n'est pas constante sur la largeur de coupe, ce qui engendre un changement de la direction d'écoulement du copeau (Changeux, 2001). Cette variation peut cependant être négligée lorsque l'épaisseur du tube (a) est faible devant son rayon. Dans tous les cas de cette figure, l'avance (f) est confondue avec la profondeur de passe (a_p). Pour une largeur de coupe fixée, les paramètres sont réduits à : la vitesse de coupe (V_c), l'avance (f) et la géométrie de l'outil (angles de coupe et acuité d'arête).

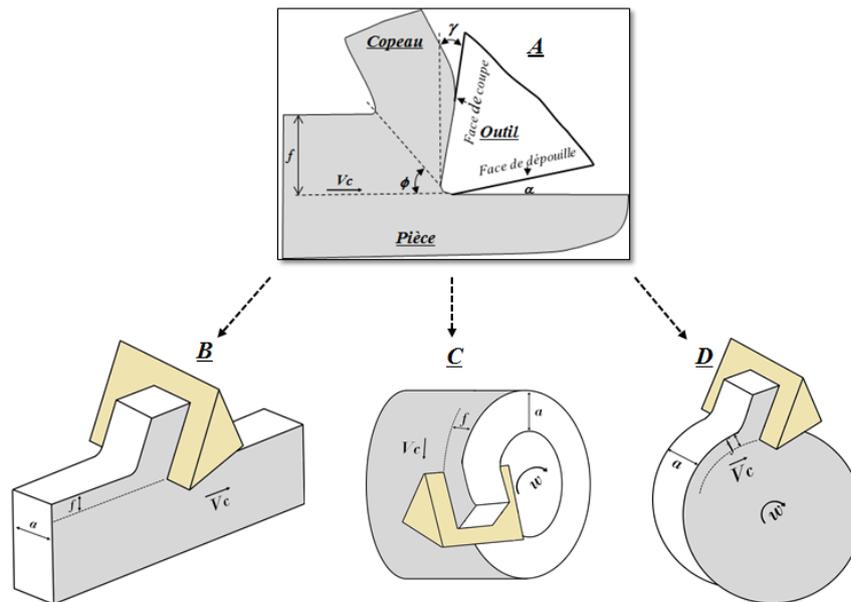


Figure I-1 : Exemples de configurations expérimentales de la coupe orthogonale : (b) opération de rabotage, (c) usinage d'un tube avec une avance axiale, (d) usinage d'un disque avec une avance radial

I.2.2 Mécanisme de formation du copeau

Selon les phénomènes à observer, l'étude d'une telle opération de coupe peut se faire sur trois échelles spatiales : macroscopique (échelle de la machine-outil), mésoscopique (échelle du copeau) et microscopique (échelle de la microstructure) (Chérif, et al., 2003). Plus spécifiquement, les mécanismes de formation du copeau dans la configuration de la coupe orthogonale sont généralement attachés à l'échelle mésoscopique et microscopique. À cette échelle, plusieurs auteurs (Merchant, 1945-a; Merchant, 1945-b) ont utilisé une décomposition en quatre zones (schématisées dans la figure I-2):

- **Zone de cisaillement primaire (ZI)**. Elle s'étend de la pointe d'outil de coupe à la jonction entre le matériau déformé et non déformée. Dans plusieurs modèles de coupe (Merchant, 1945-a; Merchant, 1945-b), cette zone de cisaillement est représentée par un plan incliné d'un angle Φ (dite : angle de cisaillement) par rapport à la direction de coupe. Son existence est principalement liée au changement de direction d'écoulement de la matière. C'est la zone qui subit une très forte déformation plastique dans un temps très court. Cela engendre une forte localisation de la déformation plastique (de l'ordre de 200%) sous forme de bandes de cisaillement de faibles épaisseurs (de l'ordre de quelques μm) (He, et al., 2002). Cette localisation s'accompagne d'une forte dissipation en chaleur de l'énergie

de déformation plastique, ce qui va influencer directement le comportement du matériau et donc la géométrie des copeaux.

- **Zone de cisaillement secondaire (ZII).** Elle est induite par l'écoulement de la matière sur la face de coupe de l'outil. Dans cette zone, la chaleur est générée par la déformation plastique, mais plus fortement par le frottement intense entre l'outil et le copeau. Cette région est généralement divisée en deux sous-régions, une zone de collage et une zone de glissement.
- **Zone de cisaillement tertiaire (ZIII).** Dans cette zone le frottement au niveau de la face dépolie entre l'outil et la surface usinée provoque des déformations plastiques et un échauffement de la surface usinée. Les phénomènes intervenant dans cette zone sont beaucoup moins intenses que dans les deux cas précédents, mais ils sont déterminants pour la qualité des surfaces usinée (contraintes résiduelles et rugosité).
- **Zone de cisaillement de forte pression hydrostatique.** Elle est localisée au niveau de la pointe de l'outil. Dans cette zone l'outil exerce un effort de compression très élevé sur le matériau.

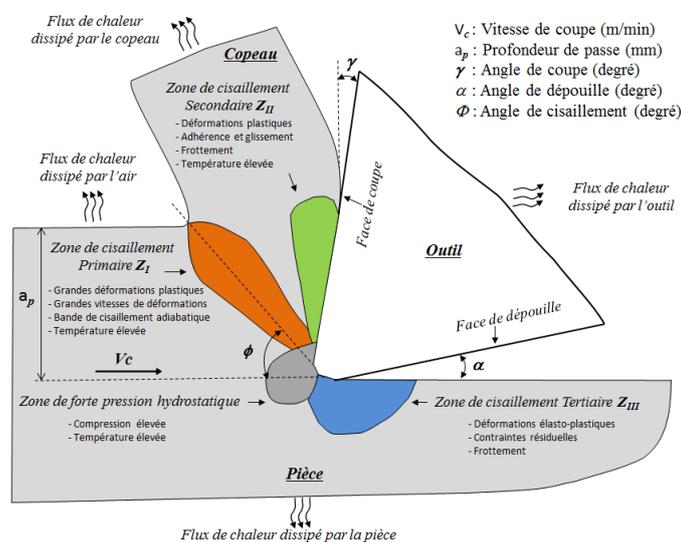


Figure I-2 : Zones de cisaillement et la distribution du flux de chaleur en coupe orthogonale

Sur les phénomènes thermiques de ces zones, les travaux de Habak et al. (Habak, 2006) se sont intéressés à l'échelle mésoscopique en établissant un bilan énergétique avec l'hypothèse que la majorité de la puissance mécanique se transforme en puissance thermique (voir figure I-2). Les flux de chaleur issus des sollicitations mécaniques de la matière sont générés dans les quatre zones de fortes déformations et dissipés dans l'ensemble outil-pièce-copeaux-air suivant différentes proportions. De nombreuses techniques expérimentales et/ou numériques (Wang, et al., 1996; Ramesh, et al., 1999; Umbrello, et al., 2007; Umbrello, et al., 2007-a) ont été développées pour mesurer ces coefficients de partage thermique, cependant ces techniques restent toujours incomplètes, car le flux de chaleur évacué par le copeau reste difficile à mesurer, ce qui représente le point faible de cette approche énergétique.

Les différents résultats de la littérature montrent que ces zones de déformations sont encore mal connues, notamment pour la zone primaire avec des valeurs estimées entre 10^4 et 10^6 s⁻¹ pour la vitesse de déformation.

Les mesures expérimentales pour la compréhension des phénomènes de formation des copeaux, même pour une configuration de coupe orthogonale, arrivent assez rapidement à leur

limite. L'approche numérique doit alors venir compléter l'approche expérimentale pour mieux cerner ces phénomènes. La difficulté d'avoir des modélisations fiables est présente.

I.2.3 Morphologie du copeau

Les déformations que subit la matière à travers les bandes de cisaillements ne sont pas forcément stables et continues. Dans ce contexte, plusieurs auteurs ([List, et al., 2005](#); [Boothroyd & Knight, 2006](#); [Changeux, 2001](#); [Khanna & Sangwan, 2012](#); [Nouari & Makich, 2013](#)) ont montré que la forme du copeau est sensible à plusieurs paramètres tels que les conditions de coupe (V_c , a_p , f), l'outil de coupe, le matériau usiné, mais aussi la rigidité de la machine. La morphologie des copeaux peut être classée en trois familles: continu (figure I-3a), segmenté ou festonné (figure I-3b) et copeau dentelé (figure I-3c).

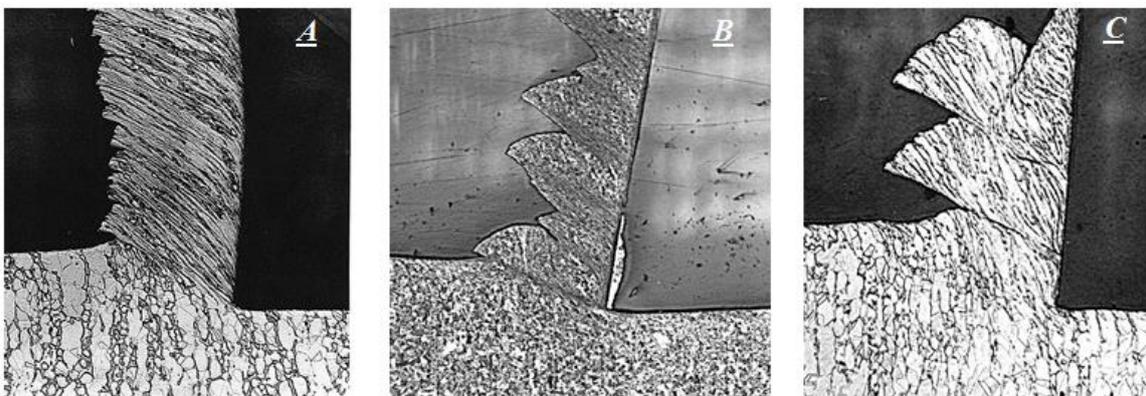


Figure I-3 : les différentes morphologies de copeau ([Trent & Wright, 2000](#))

- Copeau continu : Ce type de copeau est généralement obtenu lors de l'usinage de matériaux ductiles avec de faibles vitesses de coupe et/ou d'avance. La contrainte de cisaillement dans la zone primaire n'atteint pas la limite de rupture. De plus, les champs de déformations, de température et de vitesse sont relativement stables au cours du temps. Une bonne stabilité des efforts de la coupe est obtenue ainsi qu'un bon état de la surface usinée ([Barge, 2005](#)).
- Copeau segmenté : Ce copeau est semi-continu dans le sens où il possède une apparence en dents de scie due à une formation cyclique d'un cisaillement localisée dans la zone ZI . Ce type de copeau a un effet direct sur la stabilité des efforts de coupe pendant la phase d'usinage ([Shivpuri & A. Shivastava, 2002](#)).
- Copeau dentelé ou copeau élémentaire : Ce type de copeau est généralement obtenu lors de l'usinage de matériaux fragiles avec une grande vitesse de coupe et/ou d'avance. Le copeau peut être formé avec des segments séparés ou avec des jonctions matérielles très minces. Dans les deux cas, la contrainte de cisaillement atteint, dans la zone primaire, la limite de rupture du métal usiné conduisant à un endommagement très localisé et une propagation des fissures.

D'autres géométries beaucoup plus complexes peuvent être obtenues dans des cas particuliers, comme ceux présentés dans les travaux de ([Trent & Wright, 2000](#)) et de ([Changeux, 2001](#)) présenté sur la figure I-4.

Il est important de noter que la formation d'un copeau continu est plus facilement modélisable, mais il n'est généralement pas accepté industriellement, où l'on souhaite des

copeaux fractionnés (segmentés ou élémentaires). Les travaux réalisés portent donc sur ce type de copeaux.

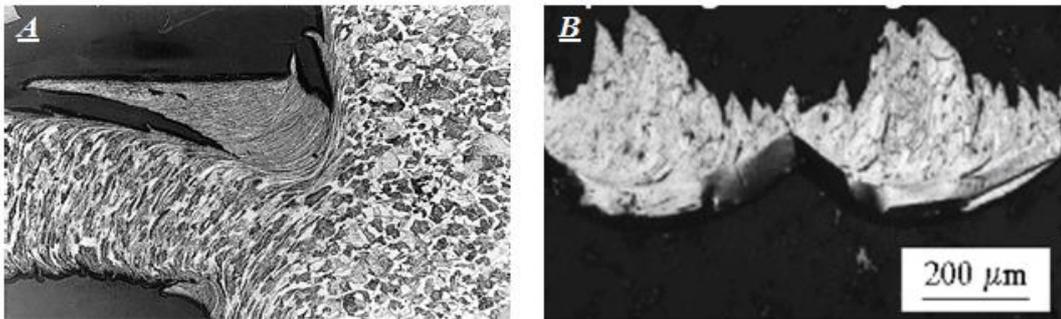


Figure I-4 : (a) Copeau avec arête rapportée (Trent & Wright, 2000) ; (b) Effet de la vibration sur la morphologie du copeau (Changeux, 2001)

Pour un alliage de titane TI54M, (Khanna & Sangwan, 2012) ont étudié l'influence de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance sur la morphologie de copeau avec une analyse microstructurale. Les conclusions (figure I-5) permettent d'associer l'augmentation des vitesses de coupe et d'avance à une évolution du copeau continu vers un copeau discontinu.

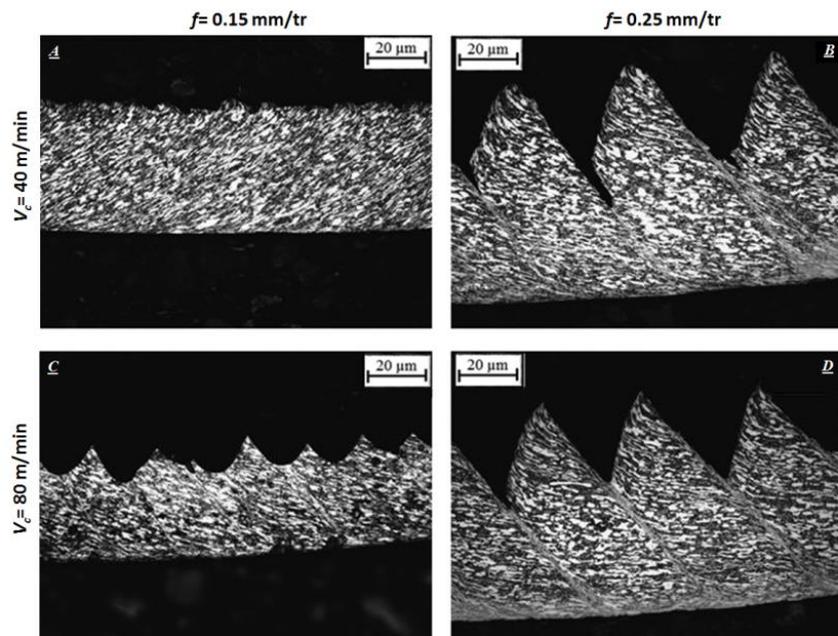


Figure I-5 : Influence de la vitesse de coupe et la vitesse d'avance sur la formation du copeau : (a) $V_c=40$ m/min ; $f=0.15$ mm/tr ; (b) $V_c=40$ m/min ; $f=0.25$ mm/tr ; (c) $V_c=80$ m/min ; $f=0.15$ mm/tr ; (d) $V_c=80$ m/min ; $f=0.25$ mm/tr (Khanna & Sangwan, 2012)

En comparaison avec un copeau continu, le copeau en dents de scie (festonné) dissipe plus de chaleur, ce qui permet de diminuer la température de coupe (Poulachon, et al., 2002). Néanmoins, lors d'une sollicitation à grande vitesse de déformation, le temps de déformation est si court que la chaleur générée dans la zone de cisaillement primaire (plusieurs centaines de degrés) ne peut pas s'évacuer par conduction. Ainsi, la profondeur de la diffusivité thermique est très faible. Ce phénomène est donc considéré adiabatique (Ranc, 2014). Dans la littérature, plusieurs approches expérimentales (Quik-stop Device, microgrilles, corrélation d'image, etc..) ont permis de comprendre certains mécanismes de formation de ces bandes de cisaillement

adiabatique (BCA) et de mesurer les champs de déformations locaux (*post-mortem*). Une synthèse des principaux résultats est présentée dans la suite.

I.2.4 Analyse des bandes de cisaillement

Historiquement, la première découverte des bandes de cisaillement adiabatique a été menée dans le cadre de la mise en forme de matériaux massifs chauffés à l'aide d'un marteau-pilon en 1878 par Tresca (Tresca, 1878). Par la suite, en 1944, Zener et Hollomon (Zener & Hollomon, 1944) ont expliqué ce phénomène par des observations métallographiques *post-mortem* lors d'un essai de poinçonnage dynamique.

Le processus de création et de propagation des BCA peut être clairement analysé à partir des mesures directes de champs de déformation en pointe d'outil. Dans la littérature, de nombreuses études ont été réalisées par la technique d'observation métallographique *post-mortem* notamment à l'aide d'un «Quick Stop Device» (QSD). Le principe de cette technique est d'éjecter le plus rapidement possible l'outil de la pièce pendant l'usinage afin de 'figer' le processus de coupe et de récupérer un copeau en cours de formation. Cette séparation peut être effectuée à l'aide d'une explosion qui va éjecter brusquement l'outil (Jaspers & Dautzenberg, 2002) ou accélérer la pièce (Buda, 1972).

Pour observer finement la déformation de la matière à l'échelle mésoscopique, une grille peut être déposée sur la surface latérale de la pièce (Leopold, 2000). Ces grilles peuvent être appliquées par différentes méthodes : par attaque chimique ou par lithographie (Pujana, et al., 2008) ou par abrasion mécanique (Childs, 1971).

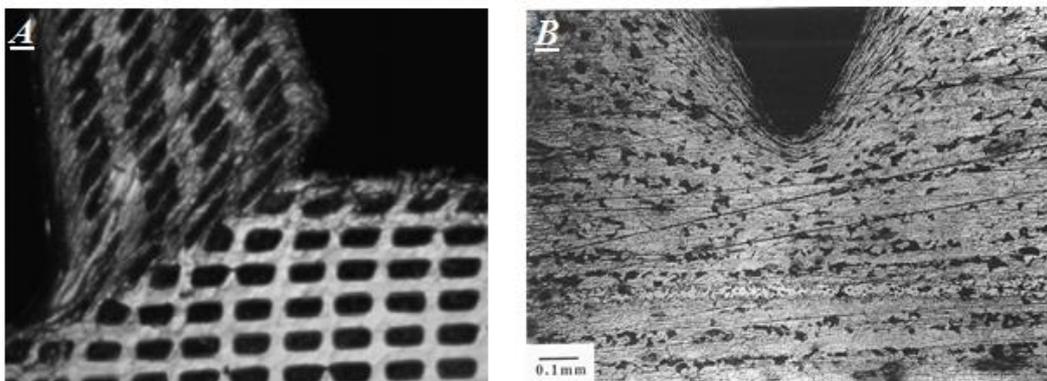


Figure I-6 : Micrographie d'un copeau partiellement formé : (a) par suivi de grille photolithographique (Leopold, 2000); (b) par suivi d'alignements de perlite (Chaudhri, 1993)

À travers cette technique de coupe interrompue, plusieurs auteurs ont pu mesurer les déformations dans la zone primaire et schématiser les différentes phases de la genèse du copeau (figure I-7) (Poulachon, et al., 2002). Cependant, malgré les améliorations apportées à la conception du dispositif d'éjection d'outil de coupe (Jaspers & Dautzenberg, 2002), l'inconvénient majeur de la technique QSD est toujours lié à la rapidité de séparation de l'outil avec la pièce pendant l'usinage. En effet, même si le temps est très court il demeure difficile d'obtenir la certitude d'observer le même état de déformation en pointe d'outil avant et après la séparation. De plus, ces expériences sont très lourdes et coûteuses en temps, car elles ne permettent d'obtenir qu'une seule image par essai sans que l'on puisse connaître a priori si elle sera au début, au milieu ou à la fin de la formation d'un feston.

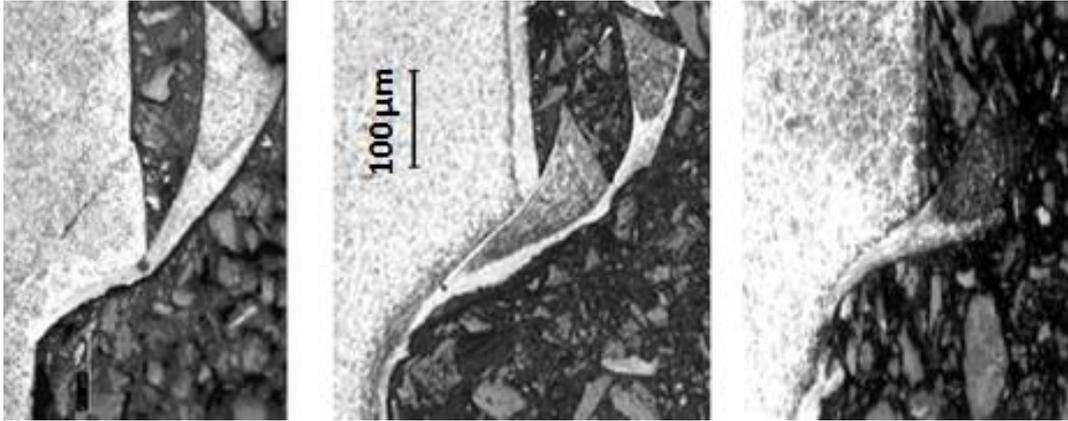


Figure I-7 : Les différentes étapes de la formation d'un feston en acier 100Cr6 (Poulachon, et al., 2002)

Une alternative au QSD consiste à la mise en place d'essais instrumentés par caméras à grande vitesse. En utilisant cette technique, il est possible d'observer directement le changement de forme qui se produit à la fois en pointe d'outil et dans les zones de déformations. Pujana et al. (Pujana, et al., 2008) ont utilisé cette approche afin de mesurer les déformations d'une grille carrée marquée sur la face latérale d'un acier 42CrMo4. Sous l'hypothèse de déformations planes, les auteurs ont réussi à analyser la déformation des grilles à une vitesse de coupe de 300 m/min et ainsi à remonter au taux de déformation dans la bande de cisaillement primaire. Par la suite, List et al (List, et al., 2013) ont proposé de remplacer l'utilisation de la grille par quatre lignes générées sur la côte de la pièce par abrasion mécanique. À travers cette approche, des essais de coupe orthogonale ont été réalisés avec une vitesse de coupe très importante, jusqu'à 1020 m/min. Cependant, la contrainte de résolution spatiale a conduit les auteurs à utiliser des avances importantes de 0,84 mm/tr afin d'éviter une sous-estimation des déformations.

Une amélioration majeure de cette technique consiste à mesurer le champ de déplacements à partir des images successives prises par une caméra rapide et traitée par un logiciel de corrélation d'images. Cette technique est connue sur le nom Digital Image Correlation (DIC). Plusieurs chercheurs ont utilisé cette technique (Pujana, et al., 2008; Germain, et al., 2009; Gnanamanickam, et al., 2009; Whitenton, 2010; Pottier, et al., 2014a; Harzallah, 2018). Les fréquences d'acquisition, le grandissement, l'éclairage, la résolution des images, la résolution temporelle, le type de mouchetis, etc.. sont les paramètres clés pour une bonne corrélation. Dans les travaux de Germain et al. (Germain, et al., 2009) et (Pottier, et al., 2014a; Harzallah, 2018), aucun mouchetis artificiel n'est utilisé ; la surface observée de l'éprouvette est simplement polie et attaquée chimiquement pour utiliser directement le contraste de la microstructure comme mouchetis d'analyse.

Sur la figure I-8, issue des travaux de Pottier et al. (Pottier, et al., 2014a) on observe que la partie centrale du feston se déforme très peu et que la plus grande partie de la déformation se concentre dans la bande de cisaillement primaire, ce qui est conforme aux observations *post-mortem* ainsi qu'à de nombreux autres travaux (Pujana, et al., 2008; Germain, et al., 2009; Whitenton, 2010). Les observations par caméra rapide et analyse DIC sont très intéressantes, mais nécessite encore des développements pour améliorer la résolution spatiale et temporelle de l'analyse.

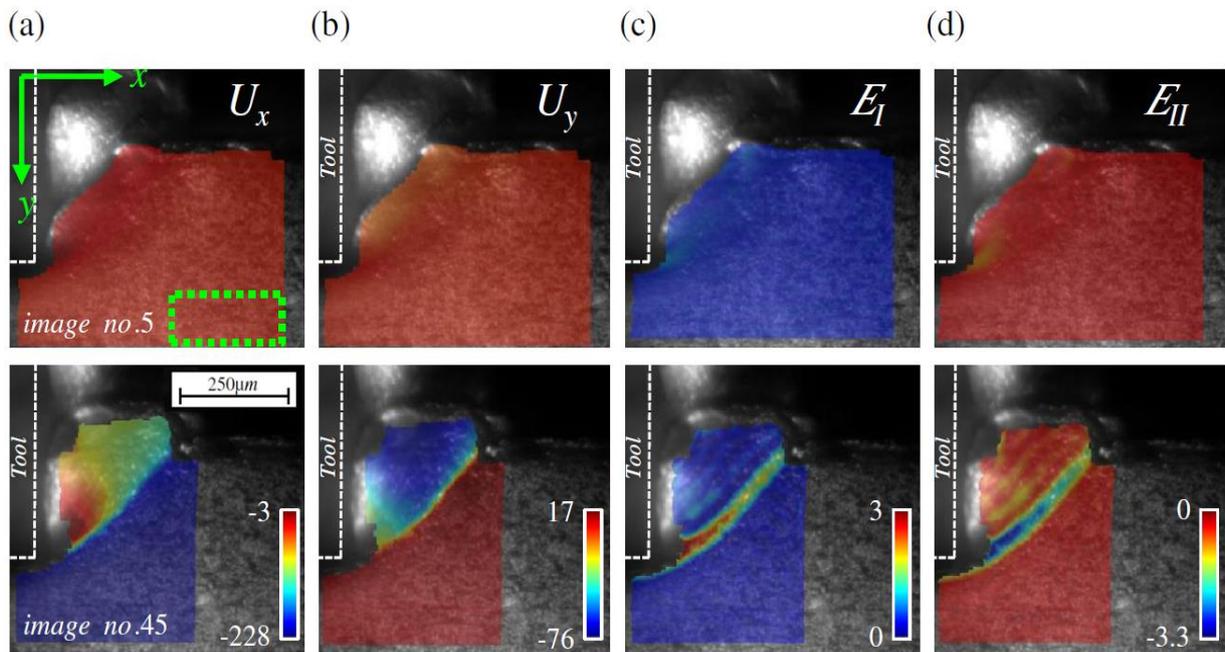


Figure I-8 : Les déplacements et les champs de contraintes principales à deux étapes. Le temps total écoulé est de 2,2 ms correspondant à la formation d'un segment. (a) Déplacement horizontal (en μm). (b) Déplacement vertical (en μm). (c) souche majeure. (d) Souche mineure. (Pottier, et al., 2014a)

I.2.5 Caractère tridimensionnel d'un feston

Les analyses expérimentales des copeaux se sont principalement limitées à des mesures bidimensionnelles dans le plan d'écoulement de la matière. Courbon et al. (Courbon, 2011) ont constatés que la largeur du copeau est plus importante que l'épaisseur initiale de la pièce (figure I-9). Ainsi, ils ont montré que le rapport entre la largeur du copeau (l_g) et l'épaisseur découpée (a_p) varie en fonction des conditions de coupe et suivant la ductilité du matériau usinée.

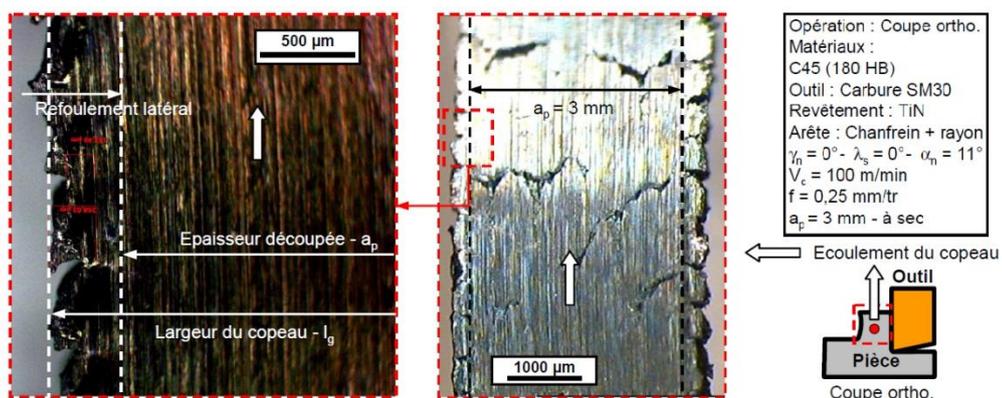


Figure I-9 : Mouvement hors plan du copeau. (Courbon, 2011)

De plus, les observations réalisées par Pottier et al. (Pottier, et al., 2014a) par vidéomicroscope suivit par une analyse au MEB d'un feston en formation montrent une décohésion matérielle (fissure) sur les surfaces latérales libres du copeau qui se propage à partir de la pointe d'outil

(figure I-10). Ces observations remettent directement en question l'hypothèse de déformation plane communément acceptée en coupe orthogonale et pose la question des effets de bords dans cette configuration. Bach et Schäperkötter (Bach & Schäperkötter, 2004) ont déduit aussi que les BCA se propagent suivant la largeur du copeau d'une façon assez hétérogène avec la présence des fissures sur le bord, leur accordant ainsi un caractère tridimensionnel.

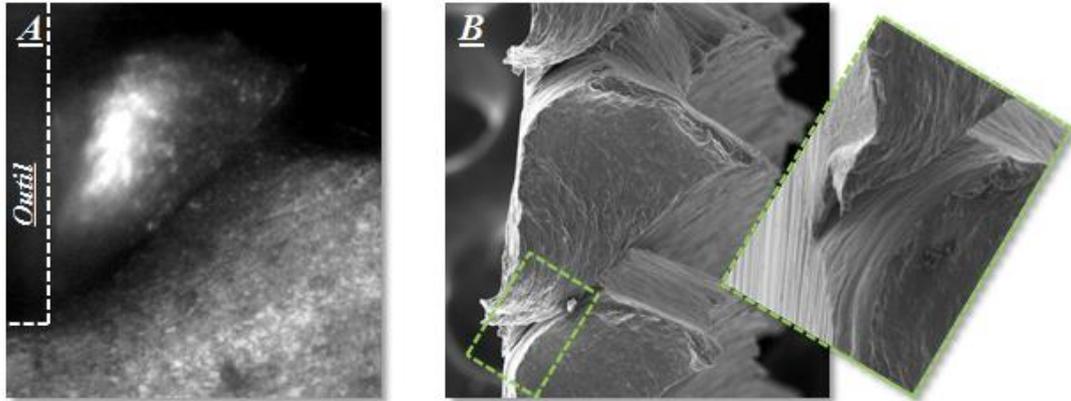


Figure I-10 : Feston TA6V en formation. (a) Vue au vidéomicroscope. (b) Vue au MEB et vue de détail de la décohésion sur le bord. (Pottier, et al., 2014a)

Cette constatation a été justifiée par Pottier et al. (Pottier, et al., 2014a) lors d'une série de coupes transversales dans le sens de la largeur des copeaux obtenus, qui montre que la décohésion n'est présente que sur le bord. Au centre du copeau, il n'a aucune présence de fissures (figure I-11).

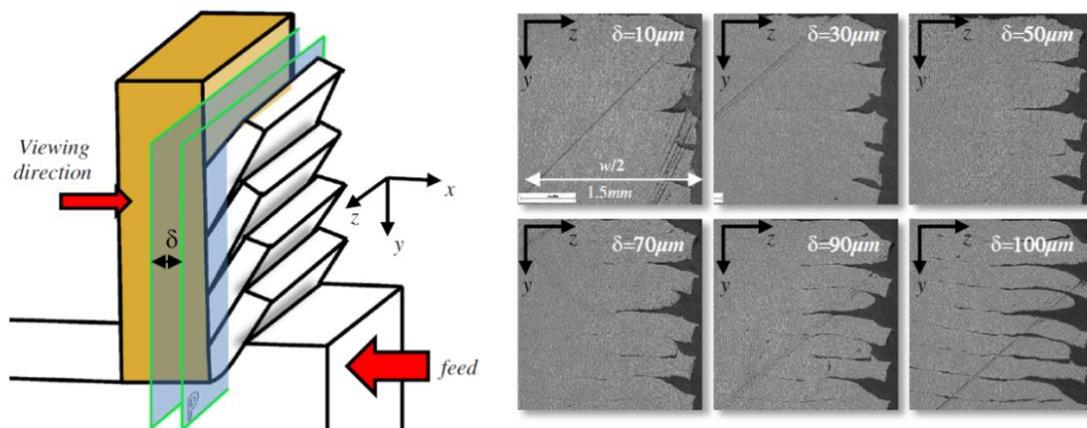


Figure I-11 : Coupes transversales dans le sens de la largeur des copeaux. (Pottier, et al., 2014a)

Le processus tridimensionnel de formation d'un feston est cependant peu étudié, au moins d'un point de vue expérimental. De plus, la notion d'effets de bord est toujours considérée comme négligeable par hypothèse (modélisation 2D). Cependant, les observations effectuées montrent des différences significatives entre les processus de séparation de la matière sur les bords et au centre de copeau. À partir de la connaissance de la nature 3D du processus de formation d'un feston et d'autres observations publiées, trois scénarios possibles pour modéliser la propagation des fissures sont possibles (Pottier, et al., 2014a):

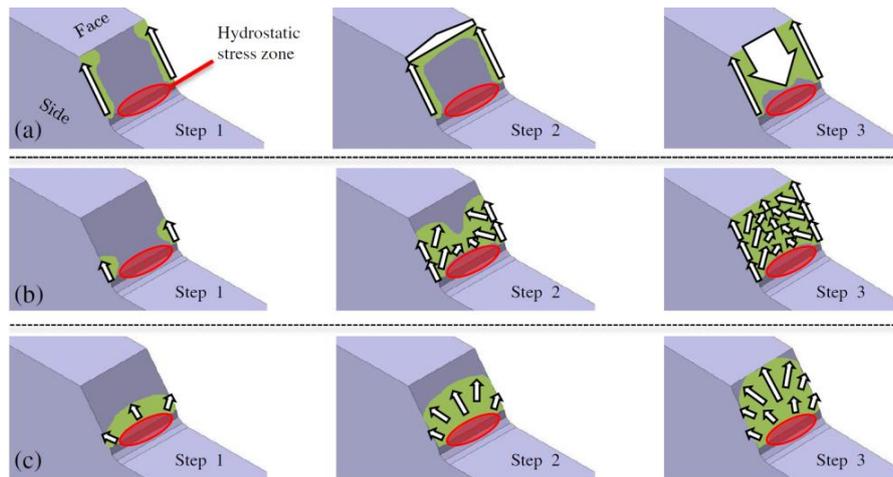


Figure I-12 : Les différents scénarios possibles de propagation de la fissure. (Pottier, et al., 2014a)

Le premier scénario est représenté dans la figure I-12a. Initialement la fissure s’amorce au niveau de la surface externe du copeau, puis elle se propage le long de la bande de cisaillement primaire (où la contrainte de cisaillement atteint son seuil critique) vers la surface libre supérieure. Enfin, une deuxième fissure se propage de la surface supérieure du copeau vers l’arrière (vers la zone de forte contrainte hydrostatique). Cette hypothèse est largement reconnue dans la communauté scientifique (Gentel & Hoffmeiste, 2001) et soutenue par plusieurs observations métallographiques de type *post-mortem* de copeaux polis. Malheureusement, ces observations sont faites à un moment donné du processus de formation du copeau qui ne retrace pas les différentes étapes de la genèse d’un feston. De plus, l’élimination de la surface extérieure par polissage supprime toutes traces d’amorçage de la fissure.

Le deuxième scénario est représenté sur la figure I-12b. La fissure s’amorce au niveau de la surface externe du copeau, tout en se propageant le long de la bande de cisaillement primaire, elle bifurque au centre du copeau lorsque la contrainte hydrostatique devient suffisamment faible. Ensuite, elle atteint d’abord le coin, puis le centre du copeau. Ce scénario est conforme aux observations numériques effectuées par (Hua & Shivpuri, 2004) sur le TA6V. Cependant, le modèle numérique utilisé est construit sous une hypothèse bidimensionnelle qui néglige les effets de bord.

Le troisième scénario, représenté à la figure I-12c, est une variante du deuxième scénario. Au lieu d’une initiation latérale, la fissure commence tout au long des limites de la zone de forte contrainte hydrostatique située au cœur du copeau, pour finir par les coins. Ce qui peut expliquer l’existence des vides matériels visibles dans diverses observations micrographiques au centre du copeau (Braham-Bouchnak, 2010; Courbon, 2011).

Dans l’état actuel des connaissances, il n’est pas possible de privilégier l’un de ces trois scénarios (ou d’autres).

I.2.6 Synthèse sur la formation du copeau

Les différents mécanismes de déformation et d’endommagement mis en jeu lors d’une opération d’usinage d’un matériau métallique ont été présentés. Les études menées dans la

littérature montrent une très forte localisation des déformations dans les bandes de cisaillement primaire ainsi qu'une grande hétérogénéité spatiale des mécanismes de déformation. La modélisation doit donc être capable de prendre en compte de très grandes déformations et une localisation importante de ces zones (très forts gradients).

De plus, la décohésion matérielle du copeau se produit de manière tridimensionnelle (importance des effets de bords). L'hypothèse de déformation plane, couramment utilisée pour la modélisation de la coupe orthogonale ne peut pas être faite pour prédire finement la formation du copeau. Dans ce travail, une modélisation tridimensionnelle sera alors réalisée.

Par ailleurs, d'autres problèmes de nature plus expérimentale sont mis en évidence. En effet, la mesure de la déformation dans le plan médian du copeau n'est pas mesurable. Pour pallier ce manque, des analyses morphologiques complémentaires (post-mortem) du feston devront être menées afin de mieux estimer les phénomènes locaux produits et d'étudier leurs influences sur les résultats. La modélisation, donnant accès à la déformation en tous points, sera également un élément clé pour cette analyse.

I.3 Modélisation numérique de la coupe orthogonale

La modélisation numérique, contrairement à la modélisation analytique, permet de prendre en compte de nombreux phénomènes physiques de manière couplée (couplage thermomécanique, frottement, fort gradient, endommagement localisé, etc.). De plus, seules les modélisations numériques peuvent prédire des copeaux festonnés. En effet, les modèles analytiques ne peuvent pas prendre en compte les discontinuités dues à l'apparition cyclique des zones de cisaillement entre deux festons. Il existe différentes méthodes permettant de résoudre numériquement la problématique de l'usinage, dont la plus grande difficulté est de bien modéliser les zones de très grandes déformations sans dégrader significativement les résultats. Cette partie présente les méthodes les plus utilisées ainsi que leurs avantages et inconvénients. Enfin, l'approche retenue ainsi que la démarche adoptée seront présentées et justifiées.

I.3.1 Modélisation numérique de la coupe sans maillage

Dans la littérature, plusieurs méthodes numériques existent pour résoudre les problèmes en très grandes déformations sans utiliser de maillage explicite. Elles reposent uniquement sur la position de points. Parmi ces méthodes nous citons :

- La méthode SPH (Smoothed Particule Hydrodynamics)
- La méthode CNEM (Constrained Natural Element Method)
- La méthode DEM (Discrete element method)

1.3.1.1 La méthode SPH (Smoothed Particule Hydrodynamics)

Depuis son développement dans les années 70, la méthode SPH a fait l'objet de plusieurs articles pour sa mise en œuvre en usinage (Heinstein & Segalman, 1997; Limido, et al., 2007; Limido, et al., 2011; Zahedi, et al., 2012). En 1997, Heinstein et Segalman (Heinstein & Segalman,

1997) ont appliqué la méthode SPH dans le cadre de la coupe orthogonale. Ensuite, elle a été utilisée par Limido et al. (Limido, et al., 2011) pour simuler la coupe oblique.

Le principal avantage de cette méthode SPH est qu'elle n'a pas besoin d'un maillage pour calculer la solution du problème. En effet, les propriétés des matériaux et les variables d'état sont disponibles sur un ensemble de points, appelés particules. Les points ou particules se voient affecter une masse et une sphère d'influence dans laquelle leurs interactions sont pondérées par des fonctions d'interpolation. De cette manière, il n'y a pas de distorsion des mailles qui se produit habituellement dans les simulations avec la méthode des éléments finis dans sa version Lagrangienne. En plus de la gestion aisée du contact, un avantage supplémentaire de cette méthode est la séparation naturelle de la matière pour former le copeau. En effet, la matière de la pièce s'écoule très facilement autour de la pointe de l'outil. La validation de cette approche a été effectuée par comparaison avec les observations expérimentales et les résultats numériques en termes d'efforts de coupe et de morphologie de copeaux (voir (Limido & Espinosa, 2005; Limido, et al., 2007; Limido, et al., 2011)).

Le principal inconvénient de la méthode SPH par rapport à la méthode des éléments finis est le temps de calcul dû à la recherche des particules voisines, et à la mauvaise définition de la surface extérieure du domaine et donc de bien maîtriser le contact outil/pièce. Un exemple de simulation numérique sans maillage de coupe orthogonale avec l'approche SPH est illustré à la figure I-13.

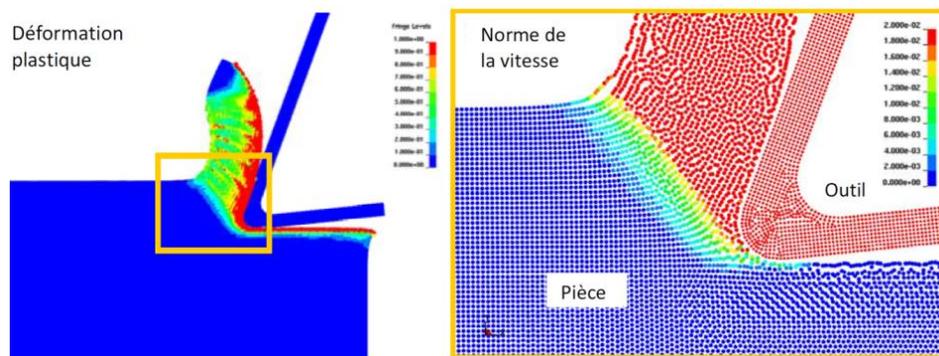


Figure I-13 : Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche SPH (Limido, et al., 2011)

1.3.1.2 La méthode CNEM (Constrained Natural Element Method)

Le principe général de la méthode CNEM est de partir d'un nuage de points. Ensuite, des polyèdres de Voronoï sont construits, ainsi que leurs fonctions de formes associées. Les champs mécaniques (vitesse, déformations, etc..) sont alors calculés sur chaque point grâce à une formulation variationnelle. Dans cette méthode, il n'y a pas de diffusion numérique due à des transferts, car les points restent identiques tout au long de la simulation. Illoul et Lorong (Illoul & Lorong, 2011) ont appliqué cette méthode pour la simulation numérique tridimensionnelle de la coupe orthogonale et oblique d'un alliage de titane TA6V. Grâce à la reconstruction systématique des cellules, cette méthode a l'avantage de ne pas avoir besoin de critère pour la séparation de la matière. Cependant, le principal inconvénient est le temps de calcul important pour calculer les fonctions de forme à chaque pas de temps. Un autre inconvénient est la description de la surface libre et la gestion du contact outil/matière, en raison des allongements excessifs ou lorsque les nœuds deviennent trop proches. La méthode CNEM semble

opérationnelle et prometteuse, cependant elle n'a pas été validée avec des résultats expérimentaux d'usinage. Un exemple de simulation numérique sans maillage de la coupe orthogonale et oblique avec l'approche CNEM est illustré sur la figure I-14.

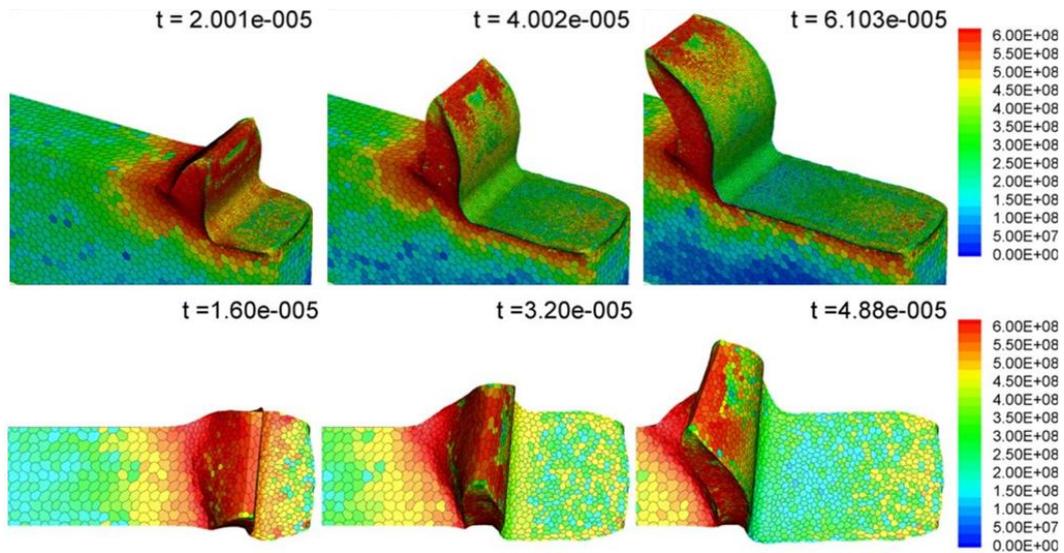


Figure I-14 : Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche CNEM (Illoul & Lorong, 2011)

1.3.1.3 La méthode DEM (Discrete element method)

Contrairement aux autres méthodes sans maillage, la DEM résout des interactions entre des particules, et non des équations différentielles. La loi d'interactions est directement liée au comportement du matériau, et est très dépendante du modèle (densité des particules, taille ...). Fleissner et al. (Fleissner, et al., 2007) ont appliqué cette méthode pour la simulation de la coupe orthogonale. Les auteurs représentent la pièce comme un ensemble de sphères identiques disposées dans un réseau cubique à face centrée. Les particules interagissent par une loi viscoélastoplastique tout en négligeant les effets thermiques. En plus de la difficulté des lois d'interaction, un autre inconvénient pour l'usinage est la formation du copeau due à la discontinuité du domaine (ensemble des particules). Un exemple de simulation numérique sans maillage de coupe orthogonal avec l'approche DEM est illustré à la figure I-15.

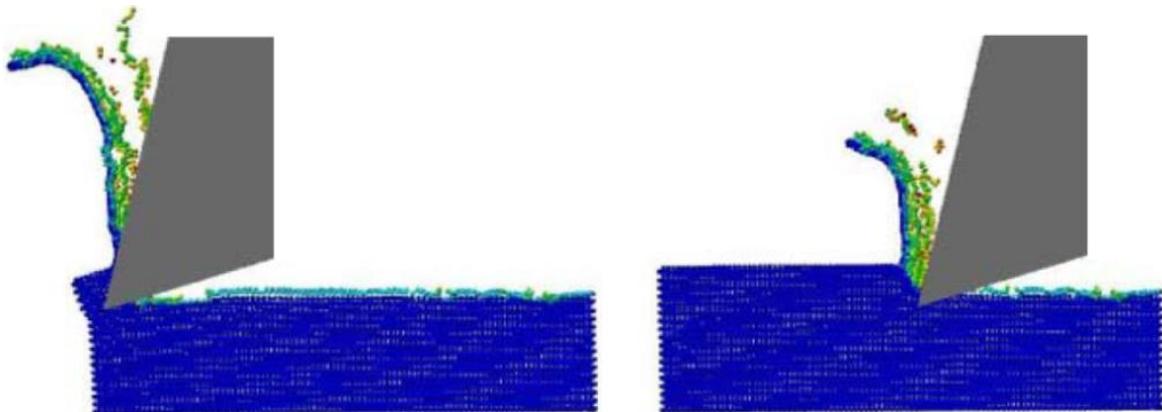


Figure I-15 : Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche DEM (Fleissner, et al., 2007)

1.3.1.4 Synthèse sur les méthodes sans maillage

En conclusion, le principal avantage des méthodes particulières ou sans maillage par rapport aux simulations avec maillage est la possibilité de traiter facilement les problèmes liés aux grandes déformations. Cependant avec ces méthodes la mise en place des conditions aux limites, la gestion du contact et tout particulièrement le frottement reste toujours très difficile à maîtriser (Randles & Libersky, 1998). De plus, pour le même niveau de précision, les méthodes sans maillage s'avèrent plus coûteuses en temps CPU en comparaison avec la méthode par éléments finis, car la taille des particules doit être beaucoup plus petite que la taille d'un élément (Pan, et al., 2013). Les couts de calculs, déjà importants avec la méthode par éléments finis, rendent souvent ce type de modélisation non viable.

1.3.2 Modélisation numérique de la coupe avec maillage

La modélisation par éléments finis est la solution la plus utilisée pour traiter numériquement les problèmes de mise en forme. Cette méthode résout les équations d'équilibre sous forme variationnelle. Les champs de déplacements et de température sont interpolés par sous-domaines (éléments) grâce à des fonctions de formes. L'utilisation de cette méthode dans le cadre de la coupe orthogonale, évoque un certain nombre de choix concernant :

- La méthode d'intégration numérique en temps : implicite ou explicite
- Le type de description : Eulérien, Lagrangien ou Arbitraire Lagrangien-Eulérien (ALE)
- Le type d'élément : forme, interpolation linéaire ou quadratique, nombre de points d'intégration ...
- Le modèle de comportement matériau : Johnson-Cook, Zirelli-Armstrong ...
- Le modèle de frottement : Coulomb, Iwata, Eldrige ...

1.3.2.1 Méthode d'intégration numérique en temps

Un problème éléments fini peut être discrétisé dans le temps de différentes manières. Les plus communs sont l'intégration implicite et l'intégration explicite.

Le schéma implicite est inconditionnellement stable, cela signifie qu'il n'y a pas de restriction sur l'intervalle de temps utilisé dans la simulation numérique. Le problème mécanique peut être résolu d'une manière statique ou dynamique. Les systèmes implicites nécessitent à chaque pas de temps une résolution itérative coûteuse en temps de calculs, car la matrice de rigidité doit être recalculée à chaque fois. De plus, lorsque les non-linéarités (comportement, contact) sont trop importantes, la résolution itérative devient plus lourde, ce qui augmente considérablement le temps de calcul. Néanmoins, malgré ces faibles performances dans le cas de fortes non-linéarités (ce qui est le cas pour l'usinage), ce type de schéma est utilisé par plusieurs codes de calcul (Forge®, Deform®).

Le schéma explicite est conditionnellement stable, et l'intervalle de temps utilisé dans les simulations doit être inférieur ou égal à un pas de temps critique. Les schémas explicites sont particulièrement adaptés aux problèmes fortement non linéaires comme la coupe. De plus, ils permettent de faciliter la gestion du contact. Enfin, puisque la résolution n'est pas itérative, elle

est en général efficace en termes de rapport rapidité/précision. Ce type de schéma est donc privilégié pour l'analyse de procédés en dynamique rapide (Marusich & Ortiz, 1995; Yang & Richard, 2002; Baker, 2006; Ozel & Zeren, 2007).

1.3.2.2 Type de description

Dans la **formulation Eulérienne**, le maillage de la pièce reste fixe et la matière s'écoule au travers de celui-ci avec des vitesses imposées en entrée et en sortie. Tous les points de cette discrétisation spatiale restent fixes, par conséquent, il n'existe aucun problème associé à la distorsion de maillage (Benson & Okazawa, 2004) (figure I-16a). Cette modélisation est largement utilisée en mécanique du fluide (Doisneau, et al., 2013), car elle autorise de fortes distorsions matérielles. Dans le cadre de la modélisation de la coupe, la formulation Eulérienne est adaptée pour modéliser les phénomènes longs temporellement comme l'usure, la diffusion thermique dans l'outil et la pièce (Bonnet, et al., 2008). En contrepartie, sa gestion du contact entre l'outil et la matière ne convient qu'à la simulation du régime stationnaire avec un copeau continu (Eu-Gené & Aspinwall, 2002). De plus, étant donné que le maillage reste fixe, elle gère difficilement l'évolution des surfaces libres et de contact.

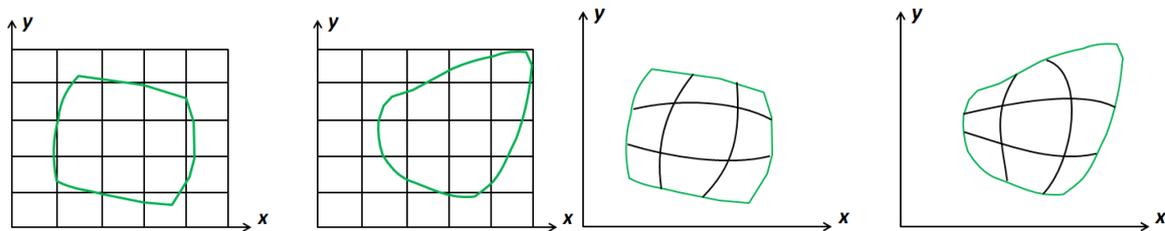


Figure I-16 : (a) Principe de la formulation Eulérienne ; (b) Principe de la formulation Lagrangienne

Dans la **formulation Lagrangienne**, le maillage est attaché à la matière (figure I-16b) de sorte que le domaine matériel possède les mêmes déplacements que le domaine de calcul au cours du temps. Par conséquent, le suivi de l'évolution des surfaces libres et de contact est possible sans avoir besoin de prédéfinir la géométrie du copeau. C'est pourquoi cette formulation est la plus appropriée en mécanique du solide, et par conséquent en usinage (Strenkowski & Carroll, 1985; Komvopoulos & Erpenbeck, 1991; Zhang & Bagchi, 1994; Ceretti & Lucchi, 1999; Baker, 2006; Yaich, et al., 2016). En revanche, lorsque les déformations du matériau sont importantes, l'utilisation de la formulation Lagrangienne reste discutable, car la bonne qualité des éléments du maillage n'est plus respectée. En effet, la dégradation de la qualité des éléments peut mener à des problèmes de précision de calcul ou d'instabilités numériques, notamment lorsque le jacobien est proche de zéro. De plus, dans le cas des problèmes fortement localisés (endommagement, striction, etc..) ou de séparation d'éléments (rupture, fissuration), la formulation Lagrangienne devient rapidement inefficace. Pour éviter ces problèmes, il est nécessaire de mettre en place une technique de séparation de matière pour pouvoir modéliser l'usinage. Ces techniques utilisées peuvent être souvent très discutables.

La **formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne** (ALE) (figure I-17) a été développée afin de combiner les points forts de la formulation Eulérienne et ceux de la représentation Lagrangienne, tout en minimisant leurs désavantages. Cette formulation consiste à réaliser un pas de calcul en formulation Lagrangienne classique, puis à effectuer une opération de remaillage par la méthode r-adaptation, c'est-à-dire en repositionnant des nœuds du maillage initial sans changer la connectivité des éléments (figure I-17). La formulation ALE permet de

conserver une bonne qualité de maillage (Molinari, et al., 2012 ; Atlati, et al., 2015) avec un cout réduit par rapport à un remaillage classique. Cependant, la conservation des surfaces libres n'est pas toujours aisée et un lissage excessif est parfois observé. Il est donc difficile d'évaluer la robustesse de l'approche ALE dans le cadre des problèmes tridimensionnels de contact complexes.

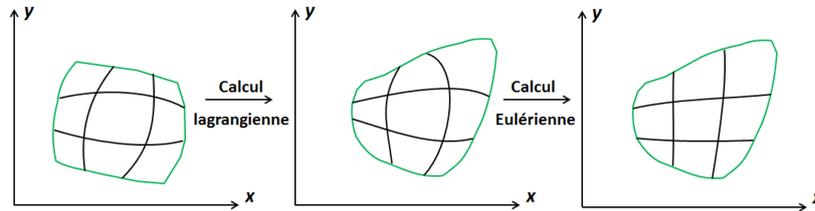


Figure I-17 : Principe de la formulation ALE

Il existe deux méthodes permettant de simuler la formation du copeau ainsi que sa segmentation :

- Formation du copeau avec un critère de séparation.
- Formation du copeau avec un critère d'endommagement.

(a) Formation du copeau avec un critère de séparation

Cette méthode consiste en premier lieu à fixer une ligne ou un chemin de coupe prédéfini par un ensemble des nœuds dédoublés qui vont se détacher au fur et à mesure que l'outil avance. Le dédoublement des nœuds est commandé soit par un critère purement géométrique qui est basé sur la distance entre la pointe de l'outil et le nœud à séparer (voir la figure I-18), soit par un critère physique calculé dans le nœud à séparer, soit les deux simultanément. En 1996, Huang et Black (Huang & Black, 1996) ont utilisé un critère physique basé sur la contrainte de cisaillement. Puis, Xie et al. (Xie, et al., 1998) ont utilisé un critère physique basé sur la déformation plastique. Par la suite, les deux critères géométriques et physiques ont été utilisés simultanément. Dans ce cas, le critère physique est le mécanisme principal de formation de copeaux. En revanche, le critère géométrique va être activé dans le cas où la limite du critère physique n'ait pas été atteinte à temps.

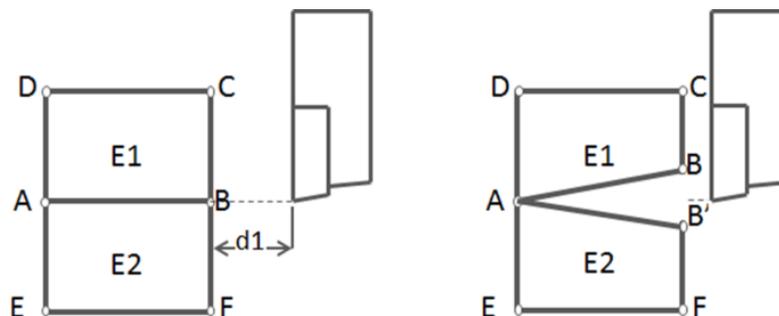


Figure I-18 : Séparation de copeau sans suppression d'éléments: (a) avant (b) après

La figure I-18 présente le principe de séparation de copeau selon une ligne de coupe prédéfinie (AB). Du fait de sa simplicité, ce principe de séparation de copeau a été utilisé dans plusieurs modélisations. Cependant, l'utilisation de cette méthode reste applicable qu'à des cas très simples, car le chemin de coupe doit être connu par avance. Ce qui n'est pas le cas en usinage.

(b) Formation du copeau avec un critère d'endommagement

Une amélioration de l'approche précédente a été proposée par Mabrouki et al. (Mabrouki, et al., 2008). Dans cette approche, la séparation de la matière sera effectuée dans une zone très fine où le matériau comporte une loi d'endommagement spécifique. Cette zone correspond au 'chemin de coupe'. Lorsque la limite d'endommagement est atteinte dans un élément, celui-ci ne sera plus pris en compte dans la simulation ('suppression' de l'élément). Les résultats numériques montrent, sur certains points, de bonnes similitudes avec les essais expérimentaux. Néanmoins, la zone de séparation doit être prédéfinie, alors que les zones d'endommagements et le sens de propagation des fissures à l'intérieur du copeau ne sont pas connus a priori.

Il est également possible d'utiliser un modèle d'endommagement dans toute la pièce afin de ne pas limiter la fissuration dans une zone prédéfinie. Cette méthode permet de simuler de façon plus réaliste la formation du copeau, mais les résultats sont très dépendants de la taille du maillage. Comme le chemin de fissuration n'est pas initialement connu, cette méthode nécessite un très grand nombre de degrés de liberté pour avoir des résultats qui convergent (et donc un temps de calcul important). De plus, le résultat de la simulation est très dépendant de la loi d'endommagement introduite, notamment l'évolution du dommage qui pilote fortement la segmentation du copeau.

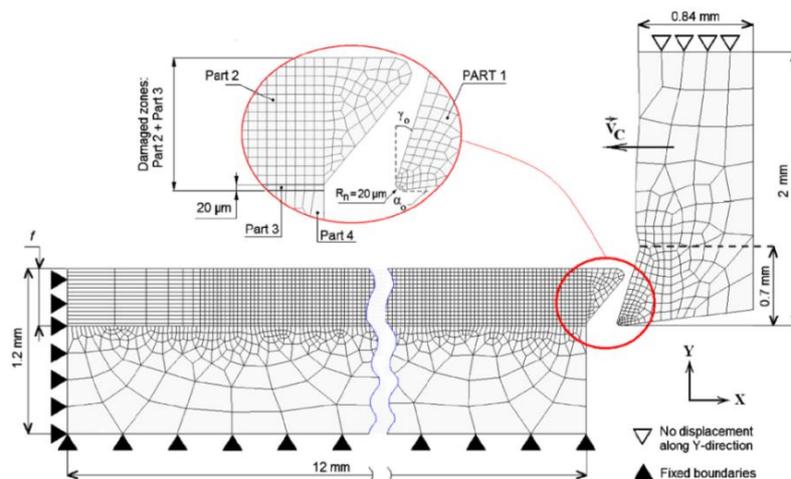


Figure I-19 : Séparation de copeau avec suppression d'éléments (Mabrouki, et al., 2008)

1.3.2.3 Synthèse sur la modélisation numérique avec maillage

Ce travail s'intéresse à la simulation numérique de l'usinage, et plus particulièrement à la formation du copeau. Les méthodes implicites sont les plus rigoureuses, mais sont coûteuses en temps CPU et manquent parfois de robustesse, notamment lorsque le maillage est distordu. Une modélisation avec un schéma dynamique-explicite est la plus adéquate pour ce type de problème.

Pour ce qui est de la formulation, la formulation Eulérienne ne permet pas de modéliser la formation du copeau festonné. La formulation Lagrangienne est la plus classique avec une bonne gestion des contacts. Quant à la formulation ALE, elle permet de conserver une bonne qualité d'élément, mais trouve ses limites lorsque le maillage devient distordu (Germain, 2006). Concernant la méthode de séparation du copeau, celle utilisant un critère de séparation des nœuds manque cruellement de physique. La modélisation de l'endommagement est plus réaliste,

mais il est nécessaire de l'utiliser dans toute la pièce (et non seulement dans une zone de séparation). Cependant pour éviter les problèmes de distorsion de maillage, un remaillage adaptatif est nécessaire.

Celui-ci (remaillage adaptatif) a été introduite au début des années 90, par Fourment, Sekhon et Chenot ([Fourment, 1992](#); [Sekhon & Chenot, 1993](#)). Il consiste à modéliser la séparation du copeau sans utiliser d'artefact numérique. Ainsi le copeau se forme par repoussement de la matière, et le maillage s'adapte à cette nouvelle géométrie de pièce.

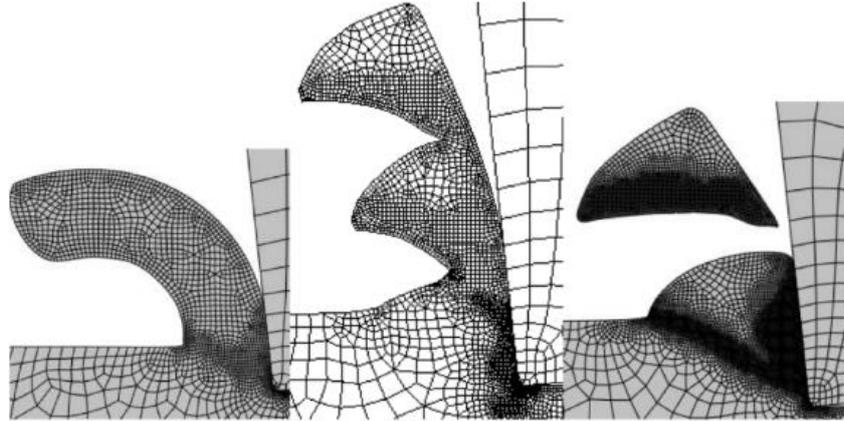


Figure I-20 : Utilisation de la formulation Lagrangienne couplée avec un remaillage adaptatif pour la simulation d'usinage en 2D ([Issa, et al., 2012](#)).

En usinage, pour limiter la distorsion du maillage, le remaillage total ou partiel de la structure a été adoptée par plusieurs auteurs pour des modélisations 2D (figure I-20). Cependant, le cas d'application tridimensionnelle reste très limité ([Zhang, et al., 2012](#)).

Un couplage entre la formulation ALE et un remaillage adaptatif (semblable à ceux utilisés pour les formulations lagrangiennes) est possible (figure I-21). L'avantage de cette combinaison par rapport aux méthodes ALE standard est la minimisation du nombre d'opérations de remaillage ce qui permet de réduire le temps de calcul. En effet, la relocalisation des nœuds à travers la formulation ALE limite la distorsion du maillage et donc l'appel à l'algorithme de remaillage.

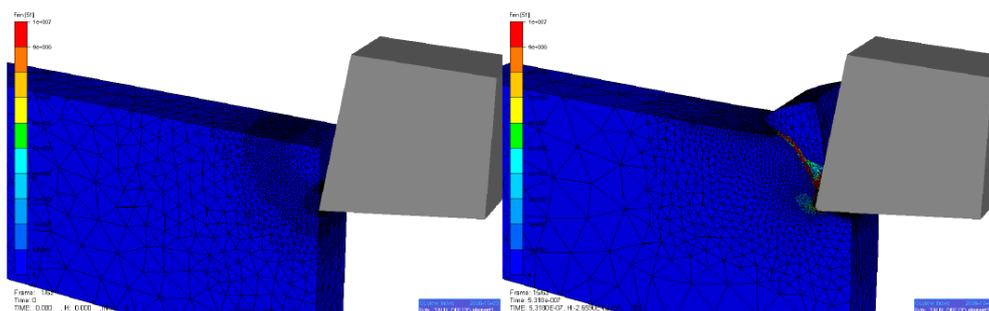


Figure I-21 : Utilisation de la formulation ALE couplée avec un remaillage adaptatif pour la simulation d'usinage en 3D avec le logiciel Forge® ([Philippe, 2009](#)).

Pour conclure, la formulation lagrangienne couplée avec un remaillage adaptatif semble la plus efficace à la représentation de la séparation du copeau, à condition que les caractéristiques du maillage restent optimum et d'avoir un transfert de champs adapté.

I.3.3 Choix du code de calcul

Il existe plusieurs codes de calcul dédié pour la modélisation numérique des procédés d'usinage (Limido & Espinosa, 2005). La plupart d'entre eux utilisent la méthode des éléments finis. Le choix d'un code de calcul est un facteur prépondérant sur la qualité et la pertinence des résultats obtenus. Dans cette partie, plusieurs les codes de calcul largement utilisé dans la littérature pour le procédé d'usinage sont comparés : Abaqus®, Deform®, AdvantEdge® et Forge®.

Le Logiciel Forge® est dédié à la simulation du forgeage à chaud, mi-chaud et à froid de pièces 3D. Il est considéré comme un code de calcul EF fiable et robuste. Il est dédié pour des applications de forgeage des métaux ferreux et non ferreux, mais des opérations d'usinage sont également possibles. Le principal défaut est la limitation dans le choix du modèle de comportement. Il n'y a pas de modèle prenant en compte l'écroûissage cinématique ou la sensibilité à la vitesse de déformation par exemple (Raujol-Veillé, 2013). Forge® utilise un schéma d'intégration temporelle implicite ce qui peut pénaliser fortement le temps de calcul pour les très fortes non-linéarités présentes en usinage (Marusich & Ortiz, 1995; Yang & Richard, 2002; Baker, 2006; Ozel & Zeren, 2007). De plus, l'aspect 'métier' de ce code dédié au forgeage impose de détourner la mise en donnée pour s'adapter à une opération d'usinage. En revanche, Forge® dispose d'un algorithme de remaillage très puissant qui évite la distorsion des éléments (Calamaz, et al., 2011).

Le Logiciel Deform® (DeformTM, 2016) est un code de calcul basé sur la méthode des EF. Il peut être appliqué à plusieurs processus de fabrication complexes. Initialement, Deform® était dédié pour des opérations de formage de métaux comme le forgeage. Il a depuis été élargi pour modéliser la coupe. Les modules d'usinage de Deform® peuvent être utilisés pour configurer rapidement des processus d'usinage standard comme le tournage, le fraisage et le forage. L'utilisateur a la possibilité d'ajuster un nombre limité des paramètres comme la taille du maillage, les conditions limites nodales et les propriétés d'interaction outil-pièce par exemple. L'avantage principal de Deform® est la gestion du maillage. En effet, il utilise un générateur de maillage adaptatif qui s'adapte à des déformations élevées de la pièce. Cependant, seul un critère de remaillage géométrique existe, ce qui ne permet pas de contrôler l'erreur. De plus, aucun déraffinement (augmentation de la taille des éléments dans les zones non sollicitées) n'est possible ce qui peut conduire à un nombre de degrés de liberté très élevé, et donc un temps de calcul prohibitif.

Le Logiciel AdvanceEdge® (AdventEdgeTM, 2016) se présente comme une solution efficace pour les calculs EF explicites en usinage. Il regroupe des modules préprogrammés pour les opérations d'usinage 2D et 3D, y compris le fraisage, le perçage et tournage. AdvantEdge® est également livré avec un modèleur de pièces ainsi qu'une bibliothèque de propriétés matériaux. La spécification de nouveaux matériaux est relativement simple et l'utilisateur a la possibilité d'entrer ses propriétés en utilisant différents modèles. Comme AdvantEdge® a été explicitement développé pour des opérations d'usinage, des modèles de prédiction d'usure des outils sont présents. Le programme utilise également un maillage adaptatif pour augmenter la précision de la solution dans les zones de grande déformation et permet une certaine souplesse dans les contrôles de maillage par rapport à Forge® et Deform®. Cependant, cette souplesse du contrôle reste très limitée, cela signifie que l'utilisateur est restreint par les contrôles prédéfinis du logiciel. De plus, une surestimation des valeurs du couple et d'effort avec les mesures

expérimentales peut être observée que ce soit en fraisage (Ivester, et al., 2007) ou en coupe orthogonale (Halil, 2013), figure I-22.

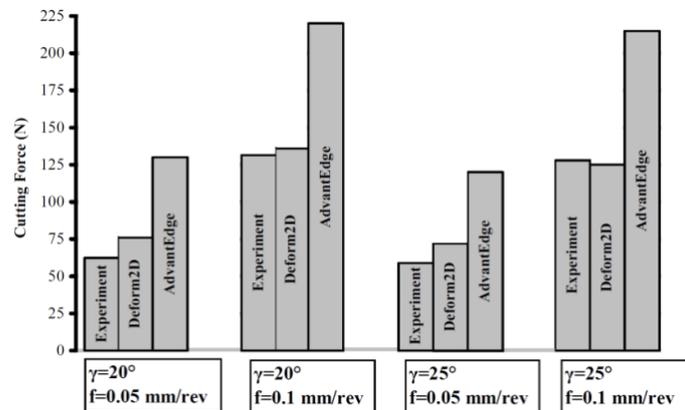


Figure I-22 : Comparaison des efforts de coupe obtenus expérimentalement et numériquement avec Deform et AdvantEdge (Halil, 2013).

Le Logiciel Abaqus® (Abaqus, 2013) est un programme généraliste d'éléments finis. Abaqus® n'a pas de module spécifique pour les simulations d'usinage et, par conséquent, l'utilisateur est libre de modéliser l'outil, la pièce (et son comportement) ainsi que les paramètres du procédé, assurant ainsi une bonne maîtrise de la simulation. Il offre plusieurs modèles de contact et de frottement ce qui permet le contrôle sur l'ensemble du processus de la simulation. En grande déformation, le logiciel Abaqus® propose également une formulation ALE. Cependant, cette formulation est insuffisante à la modélisation tridimensionnelle de la coupe orthogonale (Germain, 2006).

Uhlmann et al (Uhlmann, et al., 2007), ont comparé les efforts spécifiques de coupe obtenue expérimentalement et numériquement avec Deform® 2D qui utilise la formulation lagrangienne couplée à un remaillage automatique, et Abaqus® (2D et 3D), qui utilise la formulation lagrangienne couplée à un critère de suppression d'éléments, figure I-23. Leurs travaux montrent un bon accord entre les résultats expérimentaux avec ceux issus du logiciel Deform®. Les résultats obtenus avec Abaqus sont également relativement proches. Les auteurs indiquent que la fréquence de remaillage peut avoir une influence significative sur la prédiction de segmentation du copeau et sa séparation de la pièce. Ce qui montre l'importance d'utiliser un algorithme d'adaptation du maillage performant pour fiabiliser les résultats numériques.

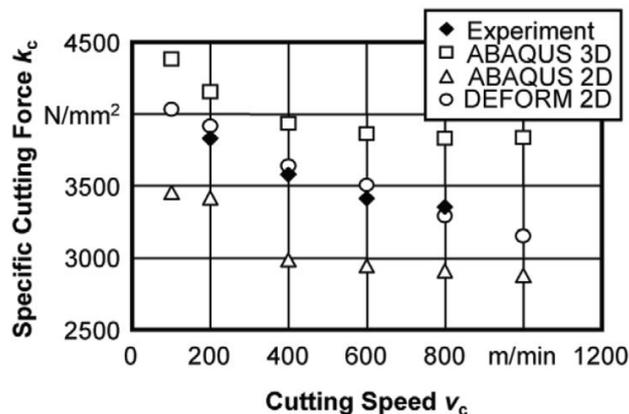


Figure I-23 : Comparaison des efforts spécifiques de coupe K_c en fonction de la vitesse de coupe V_c (Uhlmann, et al., 2007).

Dans ce travail, Abaqus® sera choisi pour avoir une grande maîtrise des paramètres numériques, et également pour pouvoir utiliser une loi de comportement spécifique. Un remaillage sera développé et différents paramètres seront étudiés. Dans la partie qui suit, le principe fondamental de la mise en place de cette approche sera présenté. Le tableau I-1 présente une synthèse sur les fonctions majeures de chacun de ces codes.

Tableau I-1: Caractéristiques de quelques codes éléments finis

	Abaqus	Forge	Deforme	AdvantEdge
Solveur	Explicite / Implicite	Implicite Quasi-Statique	Implicite Quasi-Statique	Explicite Dynamique
Formulation	Lagrangienne / ALE / Mailleur Adaptatif fin de STEP	ALE / Mailleur Adaptatif automatique	Lagrangienne / Mailleur Adaptatif automatique	Lagrangienne / Mailleur Adaptatif automatique
Critère de remaillage	Assez Limitée	Limitée	Limitée	Limitée
Séparation du copeau	ALE / Suppression d'éléments	Remaillage / Suppression d'éléments	Suppression d'éléments	Remaillage
Type d'éléments	Varié	Tétraédriques	quadrilatérale	Tétraédriques
Modèle de comportement	Varié	Limité	Limité	Limité
Modèle de frottement	Varié	Varié	constant	coulomb
Routine	Oui	Oui	Oui	Oui
Gestion du contact	Oui / Paramétrable	Oui	Oui	Oui
Gestion des conditions aux limites	Totalement paramétrable	Limitée	Limitée	Limitée
Documentation et flexibilité	Assez complète	Limitée	Limitée	Limitée

I.4 Démarche proposée

En mécanique des milieux continus, plusieurs auteurs utilisent la méthode des éléments finis pour résoudre les problèmes en grandes déformations comme rencontrés en usinage. Cependant, si l'utilisation des formulations ALE ou Lagrangiennes peuvent suffire à modéliser la coupe orthogonale continue ou segmentée en 2D, cela semble ne plus être le cas en 3D. En effet, certains éléments peuvent devenir extrêmement déformés, ce qui engendre une instabilité numérique et une perte de précision dans les résultats obtenus. Dans plusieurs cas, il est même impossible de poursuivre les calculs en raison de la distorsion du maillage (Pantalé, et al., 2004). Pour pallier les erreurs liées à la discrétisation spatiale du problème (qualité des éléments), plusieurs critères de séparation du copeau selon une ligne prédéfinie ont été largement utilisées mais sans justification physique. L'introduction d'une loi d'endommagement peut aussi être utilisée, mais la suppression des éléments (et donc les résultats de la simulation) est très sensible aux paramètres de cette loi, notamment le paramètre qui définit l'évolution de l'endommagement. En effet, cette loi doit refléter le comportement du matériau, mais concrètement, elle est plutôt définie pour son action numérique pour supprimer les éléments avant qu'ils ne soient trop endommagés, ce qui rend la simulation beaucoup moins pertinente.

Une façon efficace d'éviter ces situations est d'introduire un estimateur d'erreur (géométrique et physique) couplé avec un remaillage robuste qui garantit la bonne qualité du maillage tout en maîtrisant la gestion du contact tout au long du calcul (Boussetta, et al., 2006).

Dans ce cas, le remaillage évite la distorsion des éléments, la loi d'endommagement peut donc refléter efficacement le comportement du matériau.

L'idée principale est de raffiner le maillage dans les endroits où l'erreur est critique pour la minimiser, et au contraire, de déraffiner là où l'erreur est considérée petite afin de réduire le nombre d'éléments (Rassineux, et al, 2010). Une fois le nouveau maillage généré, deux pistes sont possibles : soit le calcul est relancé dans sa globalité, soit certaines variables d'état doivent être transférées de l'ancien maillage au nouveau maillage pour poursuivre les calculs. Outre l'amélioration de la précision de calcul, cette solution peut prédire le lieu et l'instant de l'apparition des fissures. C'est donc cette approche qui sera développée avec la mise en place d'une procédure de remaillage auto adaptée, pour une modélisation 3D de la coupe. Cette approche sera couplée avec le logiciel Abaqus®.

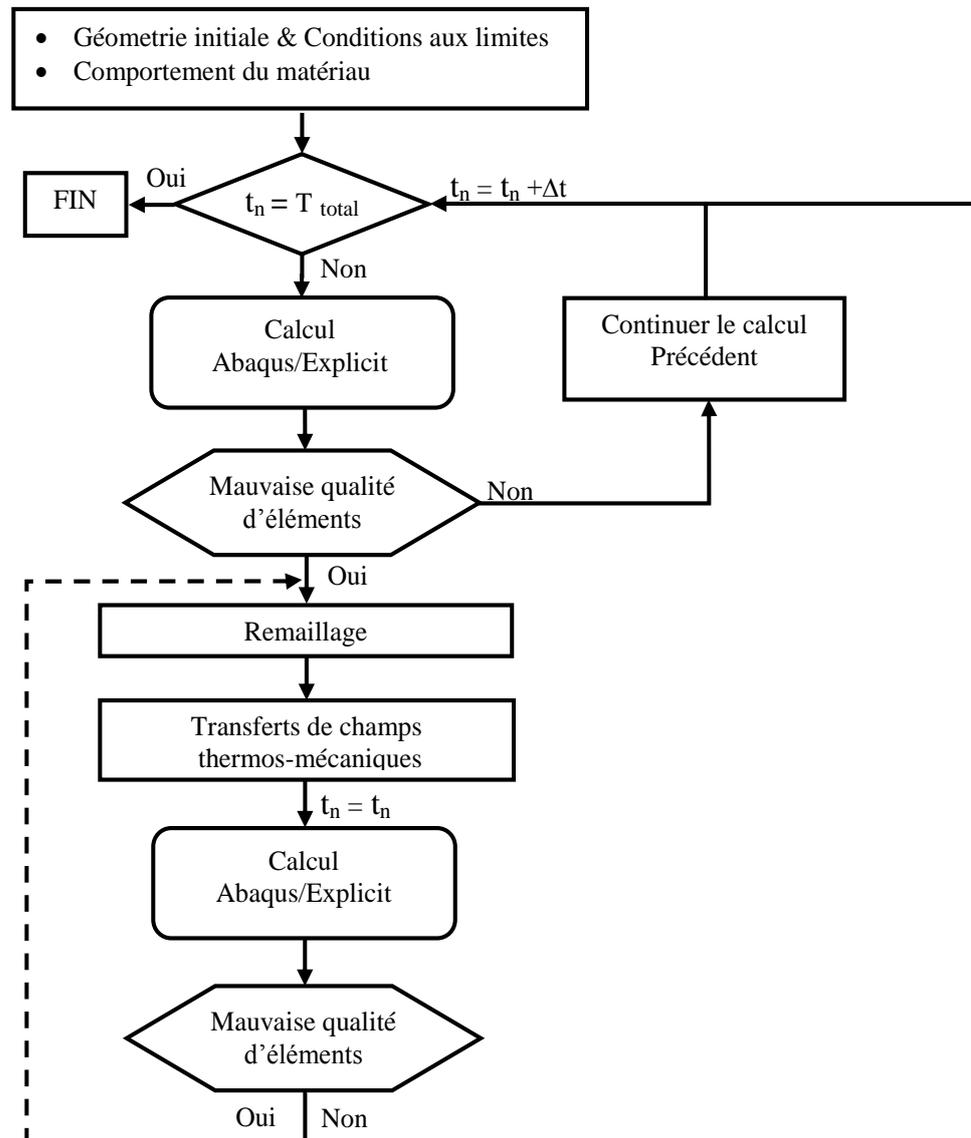


Figure I-24 : Algorithme d'adaptation proposé

Le processus d'adaptation proposé dans ce manuscrit et présenté à la figure I-24 est composé de trois étapes nécessaires:

1. Calcul des estimateurs d'erreur et de la distorsion des éléments. Si ces valeurs sont supérieures à une tolérance donnée, on passe à l'étape 2, sinon le calcul est poursuivi.
2. Création d'un nouveau maillage d'éléments finis.
3. Transfert des données de l'ancien vers le nouveau maillage.

Afin d'appréhender le problème et la mise en pratique de cet algorithme, chaque aspect sera identifié est abordée dans les chapitres suivants.

I.5 Conclusion

Ce premier chapitre consacré à l'étude bibliographique a permis de passer en revue les points clés sur lesquels se sont fondés les travaux de cette thèse. Une description de la physique de la coupe a été faite sous les hypothèses de la coupe orthogonale, une configuration souvent utilisée en raison de la complexité des phénomènes thermomécaniques opérant lors des procédés d'usinage. C'est cette configuration qui a été adoptée pour les simulations numériques réalisées au cours de cette thèse.

Après cette description de la coupe, trois classifications de morphologies de copeau ont été présentées et le processus de formation de copeau a été détaillé afin de mettre en évidence les verrous scientifiques gouvernant les mécanismes d'enlèvement de la matière. Concernant la simulation numérique de la coupe, plusieurs types de modélisations ont été montrés, et différents logiciels de simulation numérique ont été comparés. Ces logiciels ont chacun leur spécificité. Le choix final s'est porté sur le logiciel Abaqus, pour sa flexibilité pour définir les lois de comportement du matériau, de la gestion numérique du frottement et du contact outil-copeau, ainsi que pour les géométries complexes d'outils de coupe sélectionnés dans le cadre de cette étude. Néanmoins, l'utilisation d'Abaqus conduit à des développements supplémentaires nécessaires pour modéliser correctement la formation tridimensionnelle du copeau.

Cette revue des travaux a ainsi permis de se focaliser sur les objectifs clés de l'étude qui consiste à développer une adaptation automatique du maillage en cours de calcul. L'idée principale est de raffiner le maillage dans les endroits où l'erreur est critique pour la minimiser, et au contraire, de déraffiner là où l'erreur est considérée petite afin de réduire le nombre de degrés de liberté (ddl).

Toutefois, on peut raisonnablement se poser la question de la validité de cette nouvelle approche proposée. Elle sera donc confrontée à des mesures expérimentales réalisées à l'échelle locale par caméra rapide et analyse par corrélation d'image.

Afin de pouvoir identifier, et résoudre, les verrous scientifiques pour mettre en place une modélisation fiable pour l'usinage, plusieurs cas test de difficulté croissante seront effectués.

Chapitre II. Transfert de champs thermomécanique en grande déformation

II.1 Introduction

Pour une grande classe de problèmes non linéaires, comme pour la modélisation des procédés de mise en forme où les déplacements sont très importants, la configuration optimale du maillage change continuellement tout au long du processus de déformation. Par conséquent, la résolution optimale du problème nécessite une adaptation du maillage. Pour réaliser cette adaptation du maillage, il est nécessaire d'avoir des méthodes de transfert des champs mécaniques et thermiques. En effet, après chaque étape de remaillage, un transfert des informations comme la contrainte, la déformation, la température, etc.. est indispensable pour la poursuite du calcul. Un transport précis et efficace de champs de l'ancien maillage vers le nouveau permet de préserver la précision des résultats. Toutefois, le processus de transfert de champs thermomécaniques adopté doit atteindre le meilleur compromis entre le coût de transfert et la qualité de la solution des champs projetés.

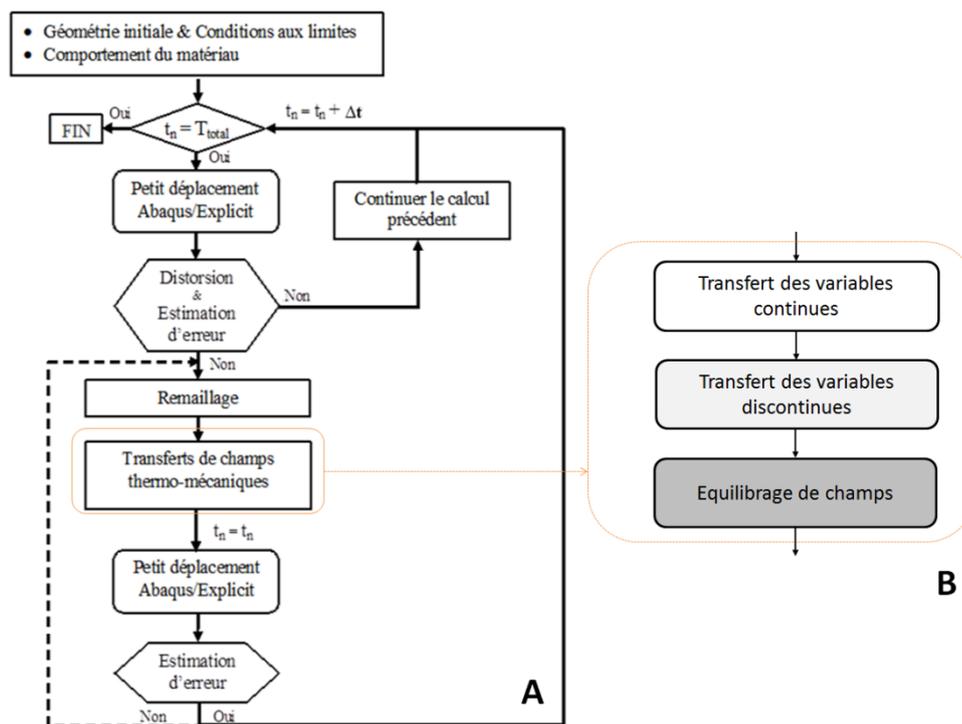


Figure II-1 : Algorithme d'adaptation du maillage mis en place ; (b) Algorithme détaillé du transfert de champs

Dans ce chapitre, après un bref état de l'art visant à exposer les principales techniques de transfert de champs nodaux, nous allons nous intéresser au choix et à la mise en place d'un opérateur de transfert de champs discontinu pour des comportements non linéaires avec couplage thermique. L'opérateur utilisé est basé sur les techniques de recouvrement de type Superconvergent Patch Recovery (SPR), introduit par Zienkiewicz et Zhu ([Zienkiewicz & Zhu, 1992b](#)). Par la suite, nous montrerons, à travers quelques résultats numériques, la minimisation

de la diffusion numérique et la robustesse de la méthodologie de remaillage développée par rapport aux calculs standards sans remaillage. Les différentes étapes développées dans ce chapitre (figure II-1b) sont positionnées dans le programme principal comme l'indique la figure II-1a.

II.2 Transfert des variables

Après chaque étape de remaillage et afin d'assurer la continuité des calculs, il est nécessaire de transférer les champs thermomécaniques qui définissent l'état mécanique et thermique du domaine. Ce transfert est réalisé à partir des résultats calculés sur l'ancienne discrétisation spatiale du domaine que l'on note Ω_1 . La figure II-2 représente, avec un ordre croissant de difficulté, le transfert de champs entre deux maillages successifs Ω_1 et Ω_2 . Evidemment le cas le plus simple est celui avec deux maillages identiques, alors que le cas devient complexe avec deux maillages différents.

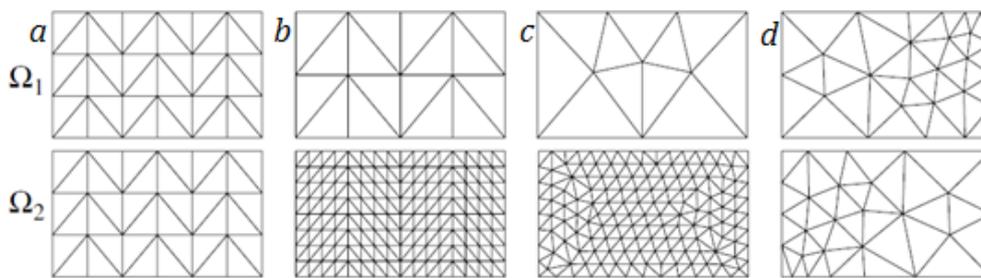


Figure II-2 : Croquis de différents maillages du même domaine : (a) identiques, (b) imbriquées, (c) raffiné et (d) dissemblables (Dureisseix & Bavestrello, 2006)

Dans le but de lever le verrou scientifique lié aux transferts des champs entre deux maillages différents, plusieurs algorithmes d'interpolation et d'extrapolation ont été développés (Ortiz & Quigley, 1991; Lee & Bathe, 1994; Peric, et al., 1996). Les problèmes de transfert, malgré leur importance, restent toujours délicats, car un opérateur de transfert fiable devrait, en théorie, préserver la cohérence avec les équations constitutives, satisfaire l'équilibre, minimiser la diffusion numérique et assurer la compatibilité avec les conditions aux limites (Brancherie, et al., 2006). Cependant en pratique, il est impossible de satisfaire toutes ces conditions en même temps. Dans ce manuscrit, la minimisation de la diffusion numérique et la stabilité de la solution EF vont guider le choix de l'opérateur de transfert. En effet, lors de l'usinage la contrainte est fortement localisée dans la zone de cisaillement primaire, il est donc important d'éviter la diffusion numérique pour bien rendre compte de ce phénomène. Les autres conditions, indiquées précédemment, seront résolues lors d'une phase d'équilibrage.

II.2.1 Choix des variables

La diffusion numérique dépend fortement de type de variables à transférer. Avant de choisir un opérateur de transfert, il est donc important de faire un choix sur les variables à transférer. En effet, est-il envisageable de transférer tous les champs associés au domaine (déplacements, températures, déformations, contraintes, variables internes) ?

En pratique, le choix des variables à transférer dépend de la loi du comportement du matériau et des conditions aux limites. Par exemple, dans le cas de lois de comportement

viscoplastique, l'influence des variables d'état est faible, car la plupart des opérateurs sont instantanés et n'ont pas donc besoin d'être transportés. En revanche, pour des lois de comportement de type élastoplastique ou élasto viscoplastique, il est nécessaire de connaître l'ensemble des champs mécaniques (notamment les variables internes). Pour ce qui est des conditions aux limites, le transfert des variables de contact, des déplacements imposés ou des efforts imposés est nécessaire pour préserver les conditions du chargement initial.

Les variables peuvent être classées en deux types : continues ou discontinues. Les variables continues (telles que les déplacements, la vitesse et la température) sont calculées et stockées aux nœuds du maillage; elles seront appelées variables P_1 dans le manuscrit. Les variables discontinues (telles que les tenseurs de contrainte et de déformation) sont calculées et stockées aux points de Gauss des éléments du maillage; elles seront appelées variables P_0 . Chaque type possède une nature de variables particulières et réclame donc un traitement qui lui est propre. Généralement, les techniques développées pour transférer les variables P_1 donnent un transfert de champs jugés comme acceptables par plusieurs auteurs (Zienkiewicz & Zhu, 1992a; Ladevèze & Pelle, 2005; Kumar, et al., 2015), mais difficilement applicable aux variables P_0 en raison de leur caractéristique discontinue aux interfaces. Le transfert de variables P_0 nécessite donc des techniques plus complexes qui constituent le sujet principal de cette section.

II.2.2 Transfert des variables continues

Soit $f(n_i)$ les variables du champ P_1 connu au nœud n_i d'un élément e_i du nouveau maillage. Les nœuds et éléments de l'ancien maillage seront notés avec un ', soit n'_i et e'_i .

Le transfert des variables de l'ancien maillage $f(n'_i)$ au nouveau $f(n_i)$ s'effectue en deux étapes successives :

- Dans un premier temps, il faut déterminer les coordonnées locales de chaque nœud n_i au sein de l'élément e'_i de l'ancien maillage. Cette étape constitue le seul lien entre les deux maillages (initial et final) lors du transfert de champs. Aussi elle conduit à la qualité du transfert des variables, car l'étape suivante dépend seulement de sa précision d'identification.
- La deuxième étape consiste à calculer la valeur d'arrivée de $f(n_i)$ par l'intermédiaire des fonctions d'interpolation EF associées à chaque élément e'_i de l'ancien maillage comme la montre figure II-3.

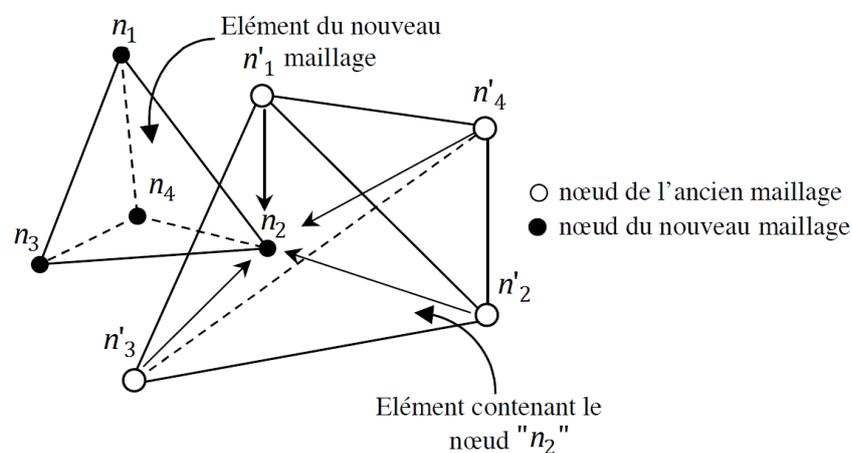


Figure II-3 : Principe de transfert de variables nodales

Soit alors :

$$f(n_1) = \sum_{i=1}^4 N(n'_i) f(n'_i) \quad (\text{II.1})$$

Avec $N(n'_i)$, $i = 1,4$ les fonctions d'interpolation EF et $f(n'_i)$, $i = 1,4$ les valeurs du champ f aux nœuds de l'ancien maillage.

Ici, les fonctions d'interpolation EF sont définies par :

$$N(n'_2) = \frac{\det(\overrightarrow{n'_1 n_1}, \overrightarrow{n'_1 n'_3}, \overrightarrow{n'_1 n'_4})}{DET}, \quad N(n'_3) = \frac{\det(\overrightarrow{n'_1 n'_2}, \overrightarrow{n'_1 n_1}, \overrightarrow{n'_1 n'_4})}{DET} \quad (\text{II.2})$$

$$N(n'_4) = \frac{\det(\overrightarrow{n'_1 n'_2}, \overrightarrow{n'_1 n'_3}, \overrightarrow{n'_1 n_1})}{DET}, \quad N(n'_1) = 1 - N(n'_2) - N(n'_3) - N(n'_4)$$

$$DET = \det(\overrightarrow{n'_1 n'_2}, \overrightarrow{n'_1 n'_3}, \overrightarrow{n'_1 n'_4}) \quad (\text{II.3})$$

Cette technique atteint ses limites si un ou plusieurs nœuds du nouveau maillage se trouvent à l'extérieur de l'ancien maillage. En effet, dans ce cas, le nœud n'est plus compris dans un ancien élément ; la solution ne peut pas être interpolée. La méthode proposée pour résoudre ce problème consiste à utiliser une technique annexe qui permet de projeter les nœuds extrêmes sur la frontière de l'élément le plus proche.

Le transfert des variables continues par l'intermédiaire des fonctions de forme a été utilisé par plusieurs auteurs ([Espinosa, et al., 1998](#); [Alves, et al., 2003](#)) et dans la plupart des cas ces résultats ont été jugés comme acceptables bien que certaines propriétés du champ telles que la vérification des équations de compatibilité, ou des équations d'équilibre, ne soient pas totalement satisfaites après transfert. De plus dans le cadre de notre application et afin de réduire le nombre de calculs nécessaire pour déterminer l'élément e_i recherché, une sphère englobante associée à chaque nœud n'_i est construite. Cette sphère à l'objectif de déterminer la région où est situé l'élément e_i , ce qui réduit le nombre d'éléments visités (donc le nombre des équations à résoudre, et donc le temps de calcul). Cette technique est basée sur le calcul des distances entre le nœud n_i et le barycentre des éléments.

II.2.3 Transfert des variables discontinues

Plusieurs techniques sont possibles pour le transfert des champs P_0 connues aux points de Gauss, certaines sont basées sur un transfert local alors que d'autres sont basées sur un transfert global. Dans le cas de l'usinage ou du forgeage, il arrive fréquemment que le maillage initial subisse des déformations très importantes avec le temps, ce qui mène souvent à une forte localisation des champs de déformation. Par conséquent, dans notre étude il est recommandé d'utiliser les techniques d'interpolation locale pour limiter la diffusion de l'information initiale (déformation, contrainte, etc..) ([Deb, et al., 1996](#); [Peric, et al., 1996](#)). Généralement, le transfert des champs discontinus P_0 est réalisable par trois techniques :

- Transfert direct entre l'ancien point de Gauss et le nouveau point de Gauss ;
- Transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien au nouveau maillage ;
- Transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage.

Dans ce qui suit, nous allons comparer et mettre en œuvre les techniques d'extrapolation locale les plus utilisées. Par la suite, quelques améliorations seront portées. Les avantages et les inconvénients de chaque approche seront examinés. À la fin, une étude de choix d'un opérateur de transfert sera présentée.

II.2.3.1 Transfert direct entre l'ancien point de Gauss et le nouveau point de Gauss

Technique du point le plus proche

Tel que son nom l'indique, cette méthode consiste à affecter pour chaque point de Gauss du nouveau maillage la valeur portée par celui le plus proche de l'ancien maillage. Bérard (Bérard, et al., 2011) a développé une variante de cette méthode (figure II-4). La différence majeure réside dans le fait d'affecter, en tous points de Gauss final g_i , non pas la valeur du point de Gauss initial le plus proche V'_{g_1} , mais la valeur du celui le plus proche au sein de l'élément initial dans laquelle se situe géométriquement le point de Gauss final, soit $V'_{g'_6}$ pour l'exemple de la figure II-4.

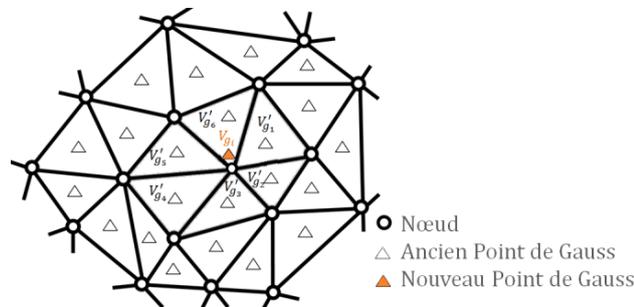


Figure II-4 : Transport P_0 direct

Technique des moyennes

Cette technique consiste à calculer la valeur moyenne sur l'ensemble des points de Gauss de l'ancien maillage, situés à l'intérieur d'un disque du rayon r centré sur le nouveau point de Gauss g_i avec la relation suivante :

$$V_{g_i} = \frac{\sum_{el=1}^{Nelt} V'_{g_{el}}}{Nelt} \quad (II.4)$$

Où $Nelt$ représente le nombre total des anciens éléments centrés autour du nouveau point de Gauss g_i .

L'avantage de cette approche est la simplicité de sa mise en œuvre. Cependant, il entraîne une forte diffusion numérique.

Technique des moyennes pondérées

Pour minimiser cette diffusion numérique, plusieurs fonctions de pondération basées sur des critères géométriques peuvent être utilisées. Par exemple, l'inverse de la distance entre le nouveau point de Gauss et ceux situés à son voisinage (Srikanth & Zabar, 2000) (figure II-5). Les valeurs des champs calculés aux nouveaux points de Gauss seront exprimées comme suit :

$$\text{Si } \min_{g' \in \Omega_i} (r_j) < R_{\min} : \quad V_{g_i} = V'_{g_j} \quad (II.5)$$

$$\text{Sinon : } V_{g_i} = \left(\sum_{g' \in \Omega_i} \alpha_j \cdot \frac{1}{|r_j|} \cdot V'_{g_j} \right) \left(\sum_{g' \in \Omega_i} \alpha_j \cdot \frac{1}{|r_j|} \right)^{-1} ; \quad \alpha_j = \begin{cases} 0, & r_j > R_{\max} \\ 1, & R_{\min} \leq r_j \leq R_{\max} \end{cases} \quad (II.6)$$

Avec r_j la distance entre un nouveau point d'intégration g_i et l'ancien point g'_j . Ω_i représente l'ensemble des éléments centrés autour d'élément e_i de centre g_i à l'intérieur du disque de rayon R_{max} .

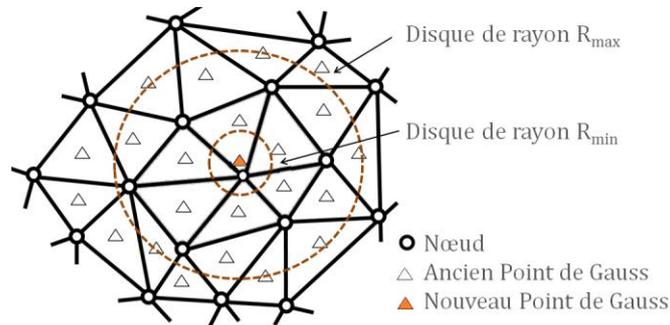


Figure II-5 : Principe de la technique des moyennes pondérées

Dans cette configuration, si un ancien point d'intégration est très proche du nouveau point de Gauss ($r_j < R_{min}$) un transfert direct de la variable est effectué (Éq. II-5). Sinon, une fonction de pondération inversement proportionnelle à la distance est adoptée (Éq. II-6), ce qui donne plus de poids aux voisins les plus proches. Cette technique est relativement simple pour son implémentation et à un faible coût de calcul. Cependant, d'après Caruso et al (Caruso & Quarta, 1998) la qualité du résultat peut se dégrader rapidement en présence d'une forte localisation.

Technique REP (Recovery by element patches)

Soit $\Omega^{e'}$ un patch d'élément construit sur l'ancien maillage et centré sur le point d'intégration g' de l'élément e' (figure II-6). Ce patch topologique est constitué de l'ensemble des éléments à l'interface de cet élément (qui partage au moins un nœud avec l'élément considéré).

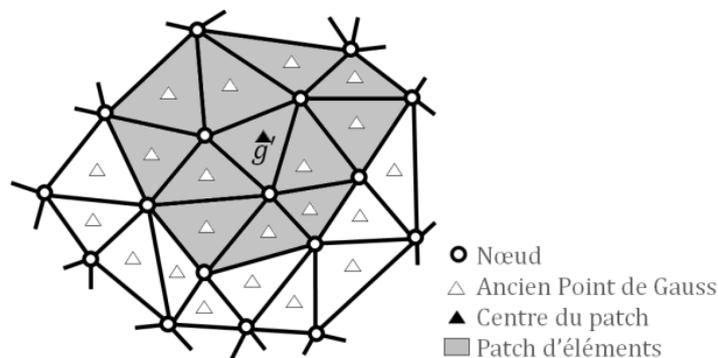


Figure II-6 : Patch d'élément topologique 2D centré sur le point du Gauss g'

Dans cette approche, le transfert est direct entre l'ancien point de Gauss g' et le nouveau point de Gauss g , mais avec un lissage de sa valeur. Le lissage est réalisé grâce à une solution continue construite au voisinage de chaque point de Gauss. Cette solution recouverte $\tilde{\sigma}_{g'}$ est considérée comme valide sur l'ensemble du patch $\Omega^{e'}$. Elle peut ainsi être utilisée pour calculer la solution EF du nouveau point d'intégration $\sigma(x_g, y_g, z_g)$ de coordonnées (x_g, y_g, z_g) appartenant à l'élément central point de Gauss g à travers l'interpolation polynomiale suivante :

$$\sigma(x_g, y_g, z_g) = \tilde{\sigma}_{g'}(x_g, y_g, z_g) = P^g(x_g, y_g, z_g) a^{g'} \quad (II.7)$$

Avec $P^g(x_g, y_g, z_g)$ la base polynomiale associée au nouveau point de Gauss g de coordonnées (x_g, y_g, z_g) et $a^{g'}$ le vecteur de coefficients de la base.

Différents ordres polynomiaux peuvent être utilisés. Pour les deux premiers ordres, la base polynomiale et son vecteur de coefficients s'écrivent respectivement par :

1^{ère} ordre:

$$\begin{cases} P^g = (1, \Delta_{gg'}x, \Delta_{gg'}y, \Delta_{gg'}z) \\ a^{g'} = (a_1^{g'}, a_2^{g'}, a_3^{g'}, a_4^{g'})^t \\ \text{avec: } \Delta_{gg'}x = x_g - x_{g'}, \Delta_{gg'}y = y_g - y_{g'}, \Delta_{gg'}z = z_g - z_{g'} \end{cases} \quad (\text{II.8})$$

2^{ème} ordre:

$$\begin{cases} P^g = (1, \Delta_{gg'}x, \Delta_{gg'}y, \Delta_{gg'}z, \Delta_{gg'}x^2, \Delta_{gg'}y^2, \Delta_{gg'}z^2, \Delta_{gg'}x \cdot \Delta_{gg'}y, \Delta_{gg'}y \cdot \Delta_{gg'}z, \Delta_{gg'}x \cdot \Delta_{gg'}z) \\ a^{g'} = (a_1^{g'}, a_2^{g'}, a_3^{g'}, a_4^{g'}, a_5^{g'}, a_6^{g'}, a_7^{g'}, a_8^{g'}, a_9^{g'}, a_{10}^{g'})^t \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

avec $(x_{g'}, y_{g'}, z_{g'})$ les coordonnées de l'ancien point du Gauss.

Dans l'Éq. II-7, seuls les coefficients du vecteur $a^{g'}$ sont inconnus. Le premier coefficient peut être déterminé à partir des conditions de cohérence de la solution récupérée. Donc, $\sigma(x_i, y_i, z_i)$ devrait être égal à $\sigma_{g'}$, si l'ancien point d'intégration g' et le nouveau i sont situés à la même position. Par conséquent :

$$\sigma(x_i, y_i, z_i) = \sigma_{g'} \rightarrow a_1^{g'} = \sigma_{g'} \quad (\text{II.10})$$

Les autres coefficients du polynôme sont déterminés en minimisant l'expression suivante par moindres carrés :

$$\pi(a^{g'}) = \sum_{i \in \Omega^{e'}}^{NG} (\sigma(x_i, y_i, z_i) - \tilde{\sigma}_{g'})^2 \quad (\text{II.11})$$

avec NG le nombre total des éléments du patch $\Omega^{e'}$.

$$\pi_g(a^{g'}) = 1/2 \sum_{i=1}^{NG} \left(\frac{\sigma(x_i, y_i, z_i) - (\sigma_{g'} + a_2^{g'}(x_i - x_{g'}) + a_3^{g'}(y_i - y_{g'}) + a_4^{g'}(z_i - z_{g'}))}{\Delta r_{ig'}^2} \right)^2 \quad (\text{II.12})$$

$$\text{Avec } \Delta r_{ig'}^2 = (x_i - x_{g'})^2 + (y_i - y_{g'})^2 + (z_i - z_{g'})^2$$

La minimisation de l'Éq. (II-12) implique que le vecteur a satisfait l'équation suivante:

$$\forall i = 1, 4, \quad \frac{\partial \pi(a^{g'})}{\partial a_i^{g'}} = 0 \quad (\text{II.13})$$

Celle-ci peut être résolue avec le système linéaire suivant:

$$a^{g'} = A^{-1}b \quad (\text{II.14})$$

Avec:

$$A = \sum_{i=1}^{NG} \frac{1}{\Delta r_{ig'}^4} P^t(x_i, y_i, z_i) P(x_i, y_i, z_i) = \sum_{i=1}^{NG} \frac{1}{\Delta r_{ig'}^4} \begin{bmatrix} 1 & x_i & y_i & z_i \\ x_i & (x_i)^2 & x_i y_i & x_i z_i \\ y_i & y_i x_i & (y_i)^2 & y_i z_i \\ z_i & z_i x_i & z_i y_i & (z_i)^2 \end{bmatrix} \quad (\text{II.15})$$

$$b = \sum_{i=1}^{NG} \sigma(x_i, y_i, z_i) P^t(x_i, y_i, z_i) = \sum_{i=1}^{NG} \sigma(x_i, y_i, z_i) \begin{bmatrix} 1 \\ x_i \\ y_i \\ z_i \end{bmatrix}$$

Connaissant $a^{g'}$, la distribution des contraintes lissées des éléments $\tilde{\sigma}$ est ensuite calculée au niveau du nouveau point Gauss g avec l'expression suivante:

$$\tilde{\sigma}(x_g, y_g, z_g) = P(x_g, y_g, z_g) a^{g'} \quad (\text{II.16})$$

II.2.3.2 Transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien au nouveau maillage

Cette procédure a été adaptée par plusieurs auteurs (Lee & Bathe, 1994; Peric, et al., 1996; Mediavilla, 2005), elle est composée de trois étapes (figure II-7):

1. Une étape **d'extrapolation** des variables des points de Gauss vers les nœuds du maillage initial.
2. Une étape **d'interpolation** des variables des nœuds du maillage initial vers les nœuds du maillage final grâce aux fonctions de forme de l'ancien élément.
3. Une étape **d'interpolation** des variables continues aux nouveaux points du Gauss grâce aux fonctions de forme du nouvel élément.

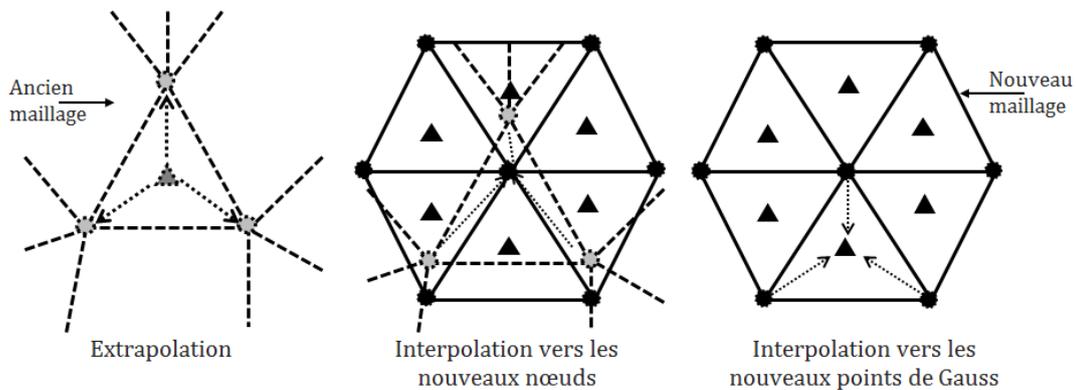


Figure II-7 : Principe de transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien et du nouveau maillage

II.2.3.3 Transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage

D'une manière similaire à ce que nous avons évoqué précédemment, le transfert ici est indirect, mais en passant uniquement par les nœuds du nouveau maillage (Kumar, et al., 2015).

Les différentes étapes sont illustrées dans la figure II-8 et explicitées comme suit :

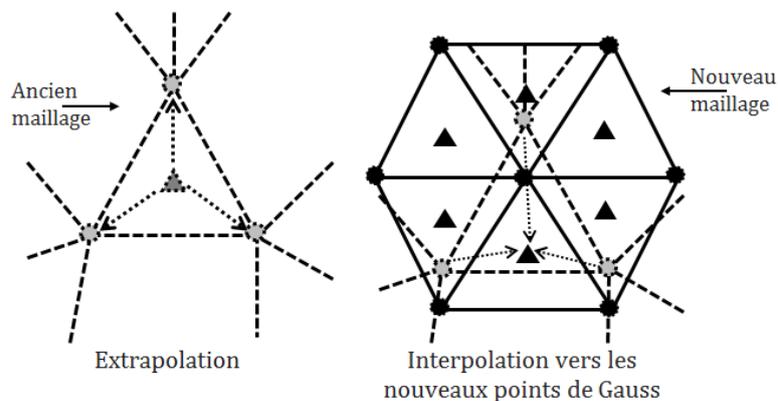


Figure II-8 : Principe de transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage

1. Une étape **d'extrapolation** des variables aux points d'intégration vers les nœuds du maillage final. Pour chaque nouveau nœud, on cherche alors l'élément de l'ancien maillage le contenant.
2. Une étape **d'interpolation** des nœuds vers les points de Gauss du maillage final. Cette étape permet d'améliorer la continuité locale de la contrainte recouvrée.

Pour la deuxième étape, la méthode d'interpolation décrite précédemment (section II.2.2) est réinvestie. Cependant l'extrapolation des variables discontinues nécessite d'autres analyses plus avancées.

II.2.3.4 Extrapolation des champs discontinue

Dans cette partie, le domaine Ω^k représente un patch topologique centré sur un nœud k et contenant l'ensemble des éléments qui partagent ce nœud (figure II-9).

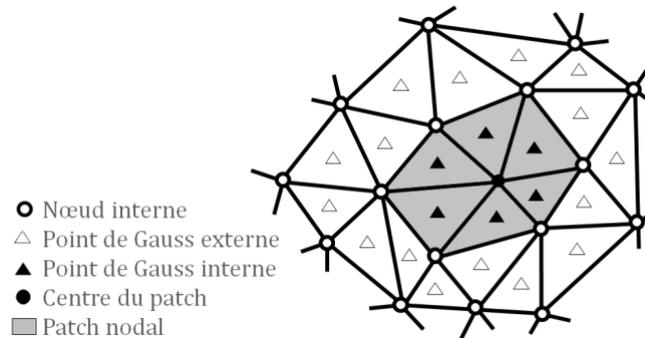


Figure II-9 : Patch nodal topologique 2D avec des triangles linéaires

Technique Avg (valeur moyenne)

Dans cette technique de valeur moyenne, la phase d'extrapolation est composée de deux étapes. La première consiste à projeter les valeurs connues aux points de Gauss σ_i de coordonnée (x_i, y_i, z_i) vers le nœud k . Puis, les moyennent afin d'obtenir un champ nodal continu par patch $\tilde{\sigma}_k$ Éq. II.17 :

$$\text{Pour tout } k \in \Omega^k, \tilde{\sigma}_k = \frac{1}{NE} \sum_{i \in \Omega^k}^{NE} \sigma_i \quad (\text{II.17})$$

Avec NE le nombre total d'éléments qui partagent le nœud k .

Cette méthode présente l'avantage d'être facilement applicable à tous types de problèmes tridimensionnels complexes en ne tenant pas compte de la discrétisation des deux maillages impliqués. Ceci peut selon la nature du champ, introduire un lissage plus ou moins prononcé de la solution. En effet, cette technique se contente de traiter le transfert d'une façon globale sans tenir compte ni de la taille des éléments ni de la forte dispersion des champs qui peuvent exister aux interfaces des éléments.

Afin de limiter cet inconvénient, d'autres techniques plus élaborées ont été proposées et employées par différents auteurs tels que :

- Technique SPR (super convergent patch recovery) ;
- Technique Liszka-Orkisz variante de SPR (SPRP).

Technique SPR (super convergent patch recovery)

L'approximation EF d'une fonction peut être localement très différente de la solution exacte. La figure II-10 montre un exemple d'une fonction où le gradient linéaire est calculé par un élément fini d'ordre 1. Dans ce cas, certains points des éléments ont un résultat proche de la solution exacte (ordre de convergence élevé) et d'autres non (Lemaitre & Chaboche, 1985; Wheeler & Whiteman, 1987). Par exemple, pour des éléments linéaires avec un seul point d'intégration, ces points dits superconvergents (points où la solution EF possède des propriétés de superconvergences) sont situés au centre des éléments qui correspondent aux points de Gauss. Cette définition est proposée par Zienkiewicz et Zhu (Zienkiewicz & Zhu, 1987) et adoptée par Babuska et al. (Babuška, et al., 1994)

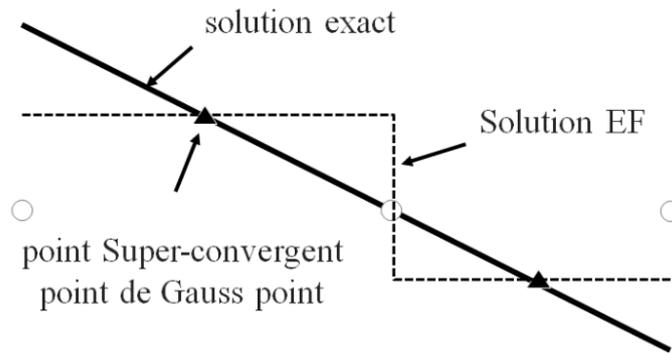


Figure II-10 : Valeurs approximatives et solution exacte

La méthode SPR calcule la solution EF reconstruite $\tilde{\sigma}_k$ au nœud k de coordonnées (x_k, y_k, z_k) avec l'expression suivante:

$$\tilde{\sigma}_k(x_k, y_k, z_k) = P(x_k, y_k, z_k) a^k \quad (\text{II.18})$$

Dans notre cas, pour un problème tridimensionnel et pour des éléments tétraédriques linéaires, nous avons:

$$P = (1, x, y, z) \quad (\text{II.19})$$

$$a^k = (a_1^k, a_2^k, a_3^k, a_4^k)^t \quad (\text{II.20})$$

La détermination des coefficients a_i^k pour chaque composante du tenseur des contraintes consiste à minimiser sur chaque patch (au sens de moindres carrés) la fonction suivante:

$$\pi(a^k) = \sum_{i=1}^{NG} (\sigma(x_i, y_i, z_i) - \tilde{\sigma}_k(x_i, y_i, z_i))^2 = \sum_{i=1}^{NG} (\sigma(x_i, y_i, z_i) - P(x_i, y_i, z_i) \cdot a^k)^2 \quad (\text{II.21})$$

Où $\sigma(x_i, y_i, z_i)$ est la solution éléments finis calculée au point de Gauss i de coordonnées (x_i, y_i, z_i) . La minimisation de l'Éq. (II-21) implique que le vecteur a satisfait l'équation suivante:

$$\forall i = 1, 4, \quad \frac{\partial \pi(a^k)}{\partial a_i^k} = 0 \quad (\text{II.22})$$

Celle-ci peut être résolue avec le système linéaire suivant:

$$a^k = A^{-1}b \quad (\text{II.23})$$

Avec:

$$A = \sum_{i=1}^{NG} P^t(x_i, y_i, z_i) P(x_i, y_i, z_i) = \sum_{i=1}^{NG} \begin{bmatrix} 1 & x_i & y_i & z_i \\ x_i & (x_i)^2 & x_i y_i & x_i z_i \\ y_i & y_i x_i & (y_i)^2 & y_i z_i \\ z_i & z_i x_i & z_i y_i & (z_i)^2 \end{bmatrix} \quad (\text{II.24})$$

$$b = \sum_{i=1}^{NG} \sigma(x_i, y_i, z_i) P^t(x_i, y_i, z_i) = \sum_{i=1}^{NG} \sigma(x_i, y_i, z_i) \begin{bmatrix} 1 \\ x_i \\ y_i \\ z_i \end{bmatrix}$$

Connaissant a , la distribution des contraintes lissées des éléments $\tilde{\sigma}$ est ensuite calculée au niveau du nœud k (centre du patch) avec l'expression suivante:

$$\tilde{\sigma}_k = P(x_k, y_k, z_k) a^k \quad (\text{II.25})$$

En pratique, la technique SPR est souvent utilisée, car elle est robuste et simple à mettre en œuvre (Boussetta, et al., 2006; Kumar, et al., 2015). Cependant, dans des cas volumiques spécifiques et pour les nœuds en surface (figure II-11), le nombre de points d'intégration est insuffisant pour déterminer les coefficients de l'expression polynomiale (Zienkiewicz & Zhu, 1992a). En effet, la matrice A dans l'Éq. III-23 est mal conditionnée et le système linéaire non résoluble. Pour remédier à ce problème, Zienkiewicz et Zhu (Zienkiewicz & Zhu, 1992a) ont proposé une normalisation du système de coordonnées sur chaque patch, ce qui revient à introduire de nouvelles coordonnées locales \bar{x} , \bar{y} et \bar{z} :

$$\begin{aligned} \bar{x} &= -1 + 2 \frac{x - x_{min}}{x_{max} - x_{min}} \\ \bar{y} &= -1 + 2 \frac{y - y_{min}}{y_{max} - y_{min}} \\ \bar{z} &= -1 + 2 \frac{z - z_{min}}{z_{max} - z_{min}} \end{aligned} \quad (\text{II.26})$$

Ce changement de variables revient à encadrer toutes les coordonnées des points de Gauss entre -1 et 1 ce qui donne un meilleur conditionnement de la matrice A . Pour les nœuds en surface, les mêmes auteurs (Zienkiewicz & Zhu, 1992a) ont proposé de calculer la valeur de $\tilde{\sigma}_k$ à partir d'un patch topologique centré sur un nœud interne le plus proche du nœud externe.

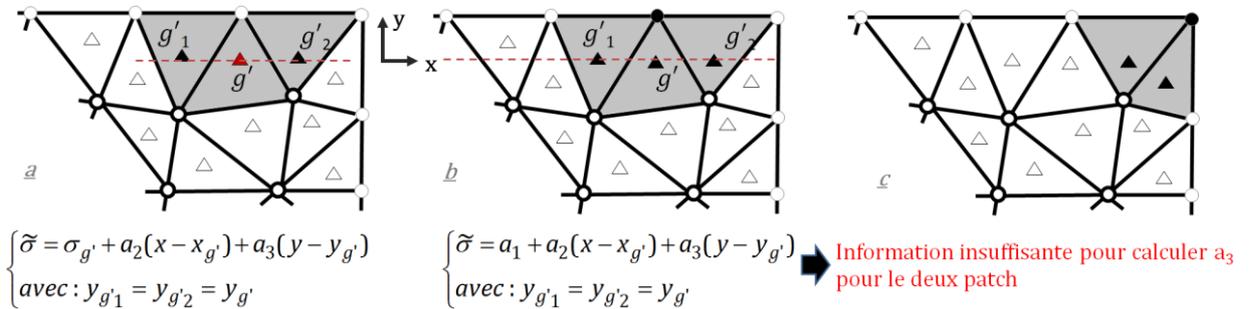


Figure II-11 : Illustration du nombre insuffisant de voisins (c) et manque d'information sur le gradient pour : (a) un patch d'élément et (b) patch nodal

Technique Liszka-Orkisz variante de SPR (SPRP)

Initialement introduit par Liszka-Orkisz et al. (Liszka, 1984), cette approche est basée sur le concept du patch nodal étendu (voir figure II-12). Les variables nodales peuvent être alors du deuxième ordre sur la topologie étendue dans le patch Ω^k . Le développement en série de Taylor au premier ordre aux points de Gauss peut être exprimé par :

$$\text{Pour tout } k \in \Omega^k, \tilde{\sigma}_k = P(x_k, y_k, z_k) a^k \quad (\text{II.27})$$

$$(\text{1ère ordre}) \tilde{\sigma}_k = a_1^k + a_2^k(x - x_k) + a_3^k(y - y_k) + a_4^k(z - z_k)$$

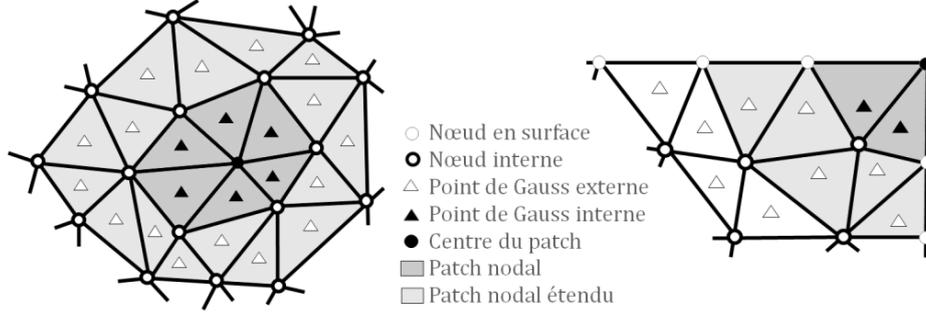


Figure II-12 : À gauche Patch topologique 2D avec des triangles linéaires (SPRP). À droite Recouvrement sur les nœuds frontière en 2D (SPRP).

Du point de vue mathématique, le concept du patch étendu permet de réduire l'instabilité numérique de l'Éq. II-23, mais en contrepartie, il va aussi favoriser la diffusion numérique. Pour remédier à cette faiblesse, l'utilisation d'une fonction de pondération est fortement recommandée. Le choix de cette fonction de pondération est généralement lié à des critères géométriques. Le critère le plus utilisé est basé sur l'inverse de la distance. Dans ce cas, le problème de minimisation est exprimé sous la forme suivante:

$$\pi_k^{FD}(a^k) = 1/2 \sum_{i \in \Omega^k} \left(\frac{\sigma(x_i, y_i, z_i) - (a_1^k + a_2^k(x_i - x_k) + a_3^k(y_i - y_k) + a_4^k(z_i - z_k))}{\Delta r_{ik}^2} \right)^2 \quad (\text{II.28})$$

avec : $\Delta r_{ik}^2 = (x_i - x_k)^2 + (y_i - y_k)^2 + (z_i - z_k)^2$

De la même manière adoptée dans le cas standard SPR l'Éq. II-28 peut être résolu sous forme matricielle suivante :

$$a^k = A^{-1}b \quad (\text{II.29})$$

avec:

$$A = \sum_{i=1}^{NG} \frac{1}{\Delta r_{ki}^4} P^t(x_i, y_i, z_i) P(x_i, y_i, z_i) = \sum_{i=1}^{NG} \frac{1}{\Delta r_{ki}^4} \begin{bmatrix} 1 & \Delta x_i & \Delta y_i & \Delta z_i \\ \Delta x_i & (\Delta x_i)^2 & \Delta x_i \Delta y_i & \Delta x_i \Delta z_i \\ \Delta y_i & \Delta y_i \Delta x_i & (\Delta y_i)^2 & \Delta y_i \Delta z_i \\ \Delta z_i & \Delta z_i \Delta x_i & \Delta z_i \Delta y_i & (\Delta z_i)^2 \end{bmatrix} \quad (\text{II.30})$$

$$\text{avec : } \Delta r_{ik}^4 = (\Delta r_{ik}^2)^2; \Delta x_g = x_i - x_k; \Delta y_g = y_i - y_k; \Delta z_g = z_i - z_k$$

$$b = \sum_{i=1}^{NG} \sigma(x_i, y_i, z_i) P^t(x_i, y_i, z_i) = \sum_{i=1}^{NG} \sigma(x_i, y_i, z_i) \begin{bmatrix} 1 \\ \Delta x_i \\ \Delta y_i \\ \Delta z_i \end{bmatrix}$$

Où $1/\Delta r_{ki}^4$ est le terme de pondération adopté, en donnant plus de poids aux voisins les plus proches. En effet, ce poids est important si le point de Gauss correspondant est plus proche du nœud central k du patch.

Cette technique reprend le même principe que celle de la technique SPR, mais réduit l'instabilité numérique de l'Éq. II-23 tout en liant l'extrapolation des variables élémentaires par des fonctions poids. Cependant, d'après Caruso et Quarta (Caruso & Quarta, 1998), la qualité du résultat peut se dégrader rapidement avec la présence d'une forte localisation.

Axes d'améliorations pour le transfert des variables discontinues

Afin d'améliorer le transfert des variables discontinues, nous proposons les axes d'améliorations suivantes:

- Améliorations des conditions de consistance;
- Améliorations en surface;
- Améliorations du point de vue de l'ingénierie;
- Améliorations liées à la perturbation de l'extrapolation.

II.2.3.5 Améliorations des conditions de consistance

Dans la section (Technique REP -Recovery by element patches), la condition de coordinence a été facilement introduite (Éq. II-10). Cependant, avec les patchs nodaux, cette condition ne peut pas être appliquée. En effet d'après les Éqs. II-17-18 et II-27, $\tilde{\sigma}_k$ n'a aucune raison d'être égal à $\sigma_{g'}$. Par conséquent, la condition de consistance doit être appliquée pendant la phase d'interpolation. De plus, afin de vérifier la cohérence de la méthode, une interpolation P_1 plus riche doit être formulée.

Dans le cadre d'un transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage, les conditions de cohérence sont introduites dans la phase d'interpolation sur l'ancien maillage. Pour ce faire, nous utilisons le champ connu à l'ancien point d'intégration g' ainsi que le champ nodal récupéré comme le montre en 2D la figure II-13 et en 3D la figure II-14. Deux étapes sont alors nécessaires. Dans un premier temps, nous cherchons la position locale du nouveau point d'intégration g à l'intérieur d'un sous-tétraèdre de l'ancien élément. Dans un second temps, une interpolation à l'intérieur du sous-tétraèdre construit est effectuée en utilisant les fonctions de forme \hat{N}_k du sous-élément comme l'indiquent les Éqs. II-31-32 respectivement en 2D et 3D. Si on suppose que les éléments sont linéaires, les sous-tétraèdres sont construits par la partition d'un ancien élément par son centre, comme le montrent la figure II-13 en 2D et la figure II-14 en 3D. Dans cette étape, le nombre des anciens points du Gauss, qui peuvent être localisés à l'intérieur de chaque ancien élément, est toujours supérieur ou égal à 1, ce que permet de toujours vérifier la condition de cohérence.

$$\text{En 2D: pour tout } k \in \Omega^k, \tilde{\sigma} = \left(\sum_{k=1}^2 \tilde{\sigma}_k \hat{N}_k(x_k, y_k) \right) + \sigma_{g'} \hat{N}_{g'}(x_g, y_g) \quad (\text{II.31})$$

$$\text{En 3D: pour tout } k \in \Omega^k, \tilde{\sigma} = \left(\sum_{k=1}^3 \tilde{\sigma}_k \hat{N}_k(x_k, y_k, z_k) \right) + \sigma_{g'} \hat{N}_{g'}(x_g, y_g, z_g) \quad (\text{II.32})$$

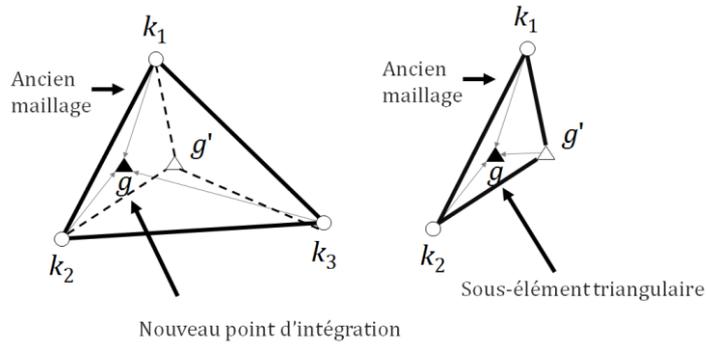


Figure II-13 : Interpolation avec enrichissement local, cas 2D

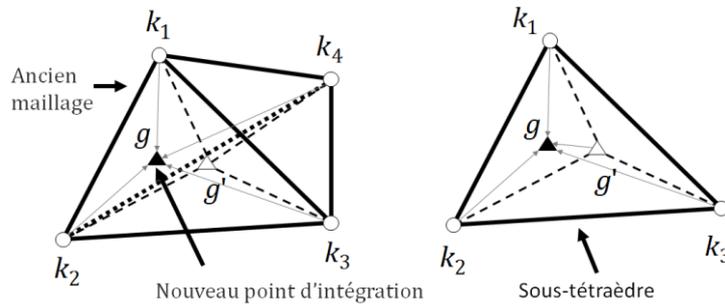


Figure II-14 : Interpolation avec enrichissement local, cas 3D

Dans le cadre d'un transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien et du nouveau maillage, les conditions de cohérence sont introduites aussi dans la phase d'interpolation, mais sur le nouveau maillage. Ici, deux étapes sont nécessaires. Dans un premier temps, nous cherchons la position locale de l'ancien point d'intégration g à l'intérieur d'un sous-tétraèdre d'un élément du nouveau maillage. Dans un second temps, une interpolation à l'intérieur du sous-tétraèdre obtenu est construite en utilisant les fonctions de forme \hat{N}_k comme l'indique l'équation II-33.

$$\text{pour tout } k \in \Omega^k, \tilde{\sigma} = \left(\sum_{k=1}^3 \tilde{\sigma}_k \hat{N}_k(x_k, y_k, z_k) \right) + \sigma_{g'} \hat{N}_{g'}(x_g, y_g, z_g) \quad (\text{II.33})$$

Ici, les sous-tétraèdres sont créés par la partition du nouvel élément par un ancien point de Gauss, comme la montre la figure II-15. Dans cette étape le nombre des anciens points du Gauss qui peut être localisé à l'intérieur de chaque nouvel élément est aléatoire (≥ 0). Si ce nombre est égal à zéro, la condition de cohérence ne sera pas vérifiée.

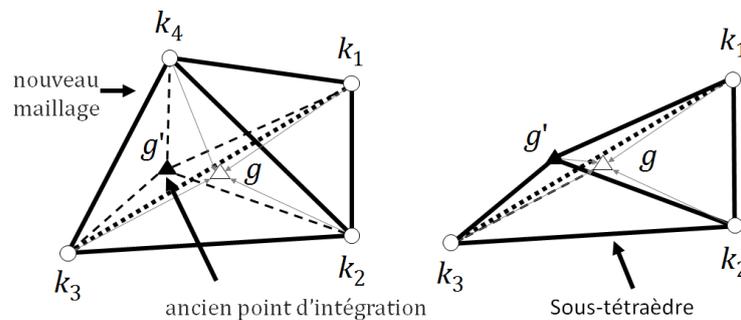


Figure II-15 : Interpolation avec enrichissement local, cas 3D

II.2.3.6 Améliorations en surface

Dans le cas d'un élément à la frontière du domaine, le nombre de points de Gauss est insuffisant pour la détermination des coefficients de l'expansion polynomiale (Eq.II-22 et II-28). Afin d'éviter ce problème Boussetta et al. (Boussetta & Fourment, 2004) proposent de remplacer les points de Gauss manquants par les conditions aux limites. L'approche adoptée est similaire à celle de la technique MPR (Minimal Patch Recovery) (Boussetta & Fourment, 2004), mais généralisée pour un patch nodal standard. Ici, un patch non minimal a été adopté pour renforcer le critère de la continuité. Les conditions suivantes sont ainsi adoptées (figure II-16):

- Conditions de symétrie : des nouveaux points de Gauss symétriques sont ajoutés en tant que voisin sur la frontière de symétrie (figure II-16a).
- Condition de surface libre ou chargée (figure II-16b) : Dans ce cas une condition sur la contrainte normale est imposée (nulle dans le cas d'une surface libre, ou calculée à partir du chargement au centre de la face de chacun l'élément sur la frontière du Patch).

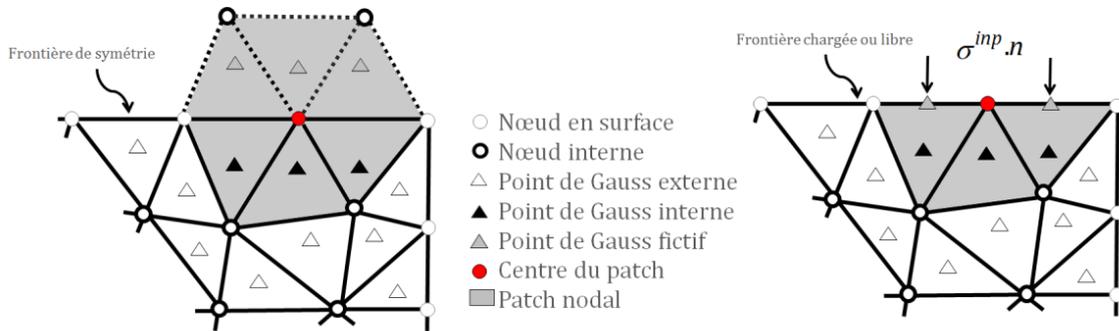


Figure II-16 : Illustration d'améliorations proposées en surface

II.2.3.7 Améliorations du point de vue physique

Que ce soit en surface ou en volume, la robustesse de la méthode de transfert du point de vue de l'ingénierie est une autre question qui a été généralement négligée dans la littérature. En effet, pour un maillage qui présente un fort gradient ou une forte localisation, la solution recouverte se trouve souvent bien en dehors des extrêmes des champs. Bien que ce ne soit pas un problème du point de vue mathématique, ce n'est pas acceptable du point de vue de physique. Par conséquent, afin de formuler un opérateur de transfert pour des applications d'ingénierie, il est nécessaire d'avoir un contrôle sur le gradient de champ, en d'autres termes, d'avoir un contrôle sur son maximum et son minimum. Ce contrôle peut être réalisé comme suit :

L'extrapolation aux nœuds peut donner lieu à des valeurs trop importantes (ou trop faible), ce qui peut engendrer des problèmes numériques, ou des incompatibilités physiques. Par exemple, la déformation plastique équivalente est supérieure ou égale à zéro. Afin de limiter ces incohérences, l'extrapolation des valeurs aux nœuds sont bornées sur le patch en fonction des valeurs minimale et maximale admissibles :

$$\sigma_k^{min} - \Gamma \leq \tilde{\sigma}_k \leq \sigma_k^{max} + \Gamma \quad (II.34)$$

Avec σ_k^{min} et σ_k^{max} la valeur maximale et la valeur minimale sur le patch Ω^k . La constante Γ est un paramètre déterminé par l'utilisateur en fonction des variations attendues du champ considéré. Un pourcentage de la valeur de champ moyen sur le patch peut être utilisé.

De plus, pour minimiser la perturbation induite par la projection de champs de variables internes aux nœuds, un autre traitement tenant compte du sens physique doit être adopté. À titre d'exemple, considérons un élément à deux points de Gauss g'_1 et g'_2 et à deux nœuds n_1 et n_2 . Cet élément porte un champ de déformation plastique cumulée à ses points de Gauss de valeur $V_{g'_1}$ et $V_{g'_2}$. Ce champ doit toujours être positif sur tout le domaine. Cependant, suite à l'extrapolation aux nœuds, on constate que la première valeur V_{n_1} au sommet n_1 reste bien positive tandis que la seconde devient négative, ce qui n'est physiquement pas admissible. Pour respecter le sens mécanique, la valeur V_{n_2} doit être mise à zéro, (figure II-17).

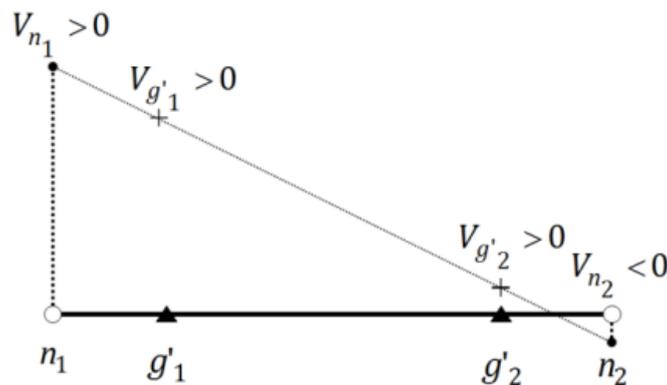


Figure II-17 : Illustration de la perturbation liée à l'extrapolation

II.2.4 Choix d'un opérateur de transfert

Afin de comparer les précisions de différentes méthodes de transfert et faire un choix, il est nécessaire d'évaluer l'erreur générée pour un champ ayant un gradient important et très localisé. Pour ce faire, il sera effectué, dans un premier temps, un cas test simple (maillage identique). Puis, dans un second temps, un cas test plus complexe (maillages différents).

Chaque étude a l'objectif d'examiner les avantages et les inconvénients de chaque méthode et de proposer quelques axes d'améliorations.

II.2.4.1 Choix du cas test

Lors de la formation du copeau, une zone de cisaillement, ZI , se forme à la racine du copeau qui conduit à des déformations intenses très localisées (de quelques dizaines à quelques centaines de micromètres). Dans cette zone, la diffusion doit être minimisée, car elle pourrait entraîner l'élargissement non réel de cette bande de cisaillement. Pour juger de la fiabilité des techniques de transfert pour une zone de fort gradient localisé, il a été retenu un essai de compression d'une éprouvette dite « Chapeau » où les phénomènes de cisaillement sont localisés et dominants. Ce type d'essai est largement utilisé pour l'identification des lois de comportement en usinage (Braham-Bouchnak, 2010; Ayed, et al., 2017). Les dimensions de la pièce et les conditions aux limites sont représentées sur la figure II-18. La pièce est sollicitée en

compression sur le bord supérieur, tandis que le bord inférieur est encastré. Grâce aux conditions de symétrie dans une configuration 3D, seulement un quart de la pièce est modélisée.

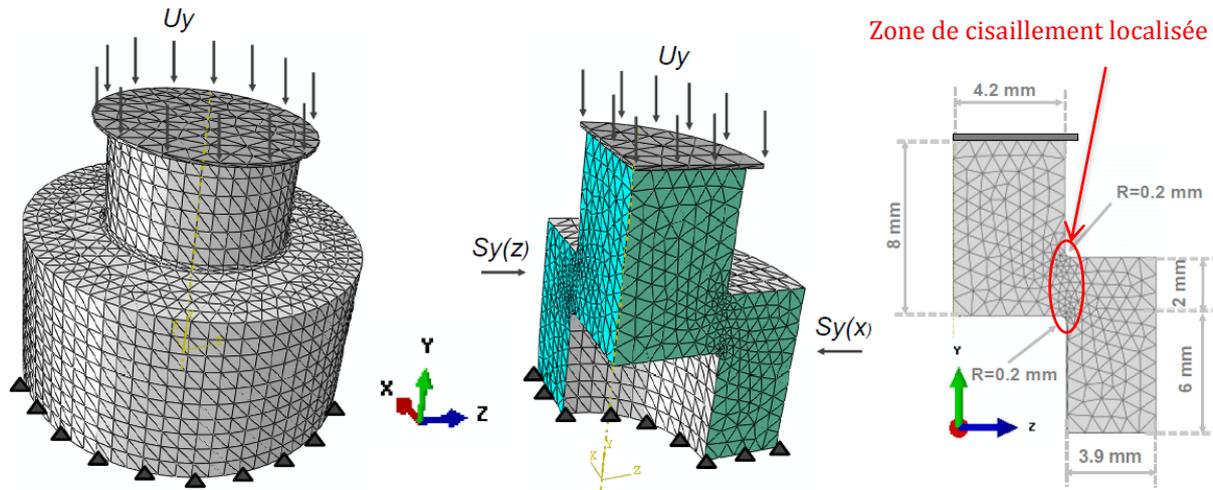


Figure II-18 : Dimensions et conditions aux limites de l'éprouvette chapeau adopté

II.2.4.2 Choix du comportement matériau

L'analyse du mécanisme de formation du copeau dans la configuration de la coupe orthogonale fait apparaître deux zones importantes de sollicitation extrême (figure I.2). Ces deux zones sont le siège de déformations et de taux de déformation importants (Mabrouki, et al., 2008; Courbon, 2011; Pottier, et al., 2014).

Ces considérations motivent l'utilisation d'un modèle de comportement simple, mais représentatif pour pouvoir analyser les principaux problèmes associés à ces sollicitations extrêmes. Le choix final a été porté sur l'utilisation d'un comportement de type Johnson-Cook (Johnson & Cook, 1985), car il prend en compte les phénomènes physiques observés durant la coupe dynamique d'un matériau, soit la sensibilité du matériau à :

La déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}^{pl}$;

La vitesse de déformation plastique $\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$;

La température T .

La contrainte d'écoulement σ est établie à l'aide d'une expression multiplicative :

$$\sigma = \left(A + B (\bar{\epsilon}^{pl})^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right) \quad (II.35)$$

Avec T_0 la température ambiante ou de référence; T_f la température de fusion du matériau; A, B et n les paramètres d'écrouissage, C représente la sensibilité à la vitesse de déformation, $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ la vitesse de déformation de référence et m la sensibilité à la température. Les paramètres pour cet alliage de titane Ti17 sont donnés dans le tableau II-1 (Ayed, et al., 2017).

Tableau II-1: Propriétés thermomécaniques et les paramètres de JC de l'alliage de titane Ti17

Paramètres mécaniques et thermiques	Valeur
Module de Young E (MPa)	114000.0
Coefficient de Poisson ν	0.33
Masse volumique ρ (kg/m ³)	4600.0
Conductivité thermique k (W/m.K)	7.
Chaleur spécifique C (J/Kg.K)	525.0
Facteur de Taylor-Quinney β	1.0
Paramètres de la loi de Johnson-Cook	Valeur
A (MPa)	1012
B (MPa)	399
c	0.028
n	0.22
m	0.95
$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)	1.
T _f (K)	1943
T ₀ (K)	293

II.2.4.3 Cas test 1 : Transfert entre maillages identique

Dans un premier temps, nous avons utilisé le même maillage lors de l'opération du transfert, ce qui permet de créer une solution de référence. La précision de chaque technique sera examinée avec deux normes euclidiennes d'erreur : en surface (Éq. II-36) et en volume (Éq. II-37) qui mesure l'erreur entre les valeurs de champ transférées et la solution EF en termes de déformation plastique équivalente ϵ^p .

$$\|\xi\|_{\text{surf}} = \sqrt{\frac{\sum_{g \in \partial\Omega} |\epsilon^p_{g(\text{EF})} - \tilde{\epsilon}^p_{g(\text{Avg/SPR/SPRP})}|^2}{\sum_{g \in \partial\Omega} |\epsilon^p_{g(\text{EF})}|^2}} \quad (\text{II.36})$$

$$\|\xi\|_{\text{vol}} = \sqrt{\frac{\sum_{g \in \Omega} |\epsilon^p_{g(\text{EF})} - \tilde{\epsilon}^p_{g(\text{Avg/SPR/SPRP})}|^2}{\sum_{g \in \Omega} |\epsilon^p_{g(\text{EF})}|^2}} \quad (\text{II.37})$$

Dans cette étude comparative, les différentes stratégies de transferts (présentés dans la section précédente) seront examinées à travers deux tailles de maillage uniformément réparties: un premier maillage grossier et un second deux fois plus fin. Pour chaque stratégie, les principales techniques seront implémentées:

- Transfert direct entre l'ancien point de Gauss et le nouveau point de Gauss : PP, REP;
- Transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien maillage, on le note par la suite I_1 : Avg, SPR, SPRP;
- Transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien au nouveau maillage, on le note par la suite I_2 : Avg, SPR, SPRP.

Puisque le maillage final est identique au maillage initial, le transfert I_1 est un cas particulier du transfert I_2 .

La figure II-19 représente les erreurs obtenues (avant amélioration) pour l'ensemble des éléments surfaciques et volumiques. Alors que la figure II-20 présente l'évolution de la force résultante (avant amélioration) en fonction du déplacement imposé. Par comparaison entre les valeurs d'erreur calculées et la stabilité des courbes après transfert, on peut constater que les transferts directs entre l'ancien point de Gauss et le nouveau point de Gauss, avec les méthodes PP, REP, semblent d'être plus intéressantes, car elles donnent une meilleure précision pour les données stockées aux éléments en surface et en volume (figure II-19). De plus, les courbes efforts/déplacements sont identiques à la courbe de référence (figure II-20). En revanche, des instabilités sont observées dans le cadre du transfert indirect. En effet, pour ce type de transfert, la méthode SPR donne une erreur faible en volume, mais pas en surface. Ce résultat est bien connu notamment lorsque la technique SPR standard est appliquée aux points de délimitation, en particulier pour les maillages grossiers. Afin de réduire cette erreur, la variante de la technique SPR standard (SPRP) peut être utilisée, mais une augmentation de l'erreur en volume est observée. Ceci est dû principalement à l'utilisation d'un Patch étendu qui va favoriser la diffusion numérique.

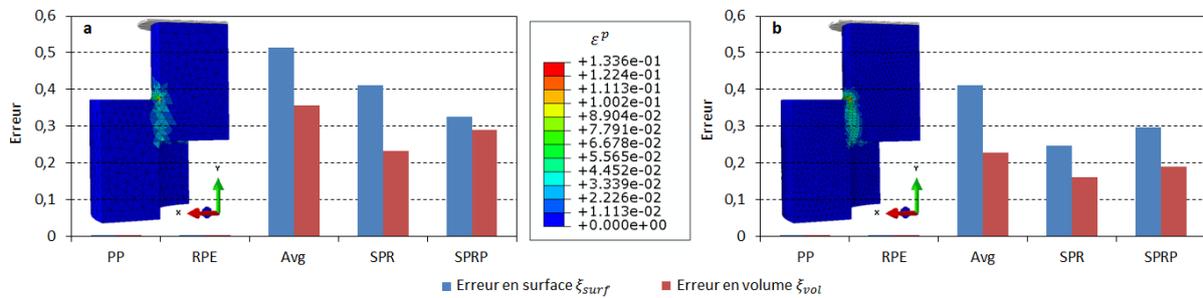


Figure II-19 : Erreur surfacique et volumique pour un transfert entre maillages identiques (cas non amélioré). (a) maillage grossier et (b) maillage fin.

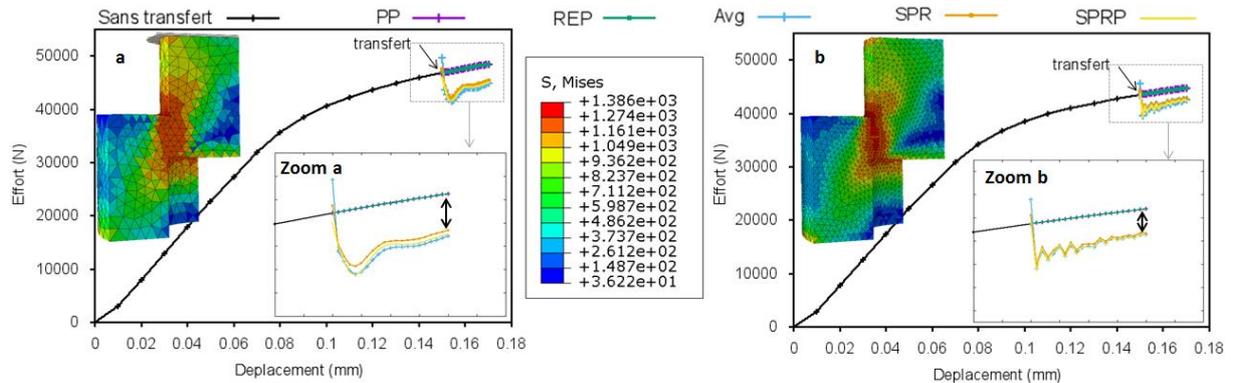


Figure II-20 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul sans et avec transfert de champs entre maillages identiques (cas non amélioré). (a) Maillage grossier et (b) maillage fin.

La figure II-21 permet d'observer que les améliorations apportées nous ont permis de supprimer l'erreur du transfert en surface et en volume dans le cadre d'utilisation du patch nodal. Ce qui nous permet d'avoir une coïncidence exacte avec les valeurs obtenues sans transfert (Figure II-22).

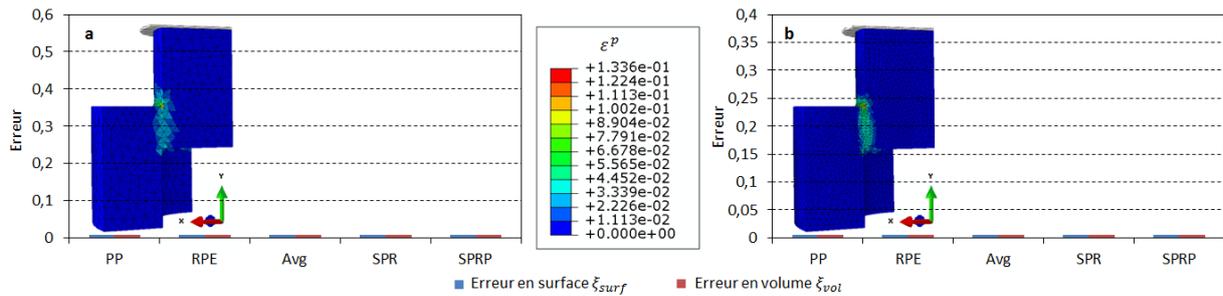


Figure II-21 : Erreur surfacique et volumique pour un transfert entre maillages identiques (cas amélioré). (a) Maillage grossier et (b) maillage fin.

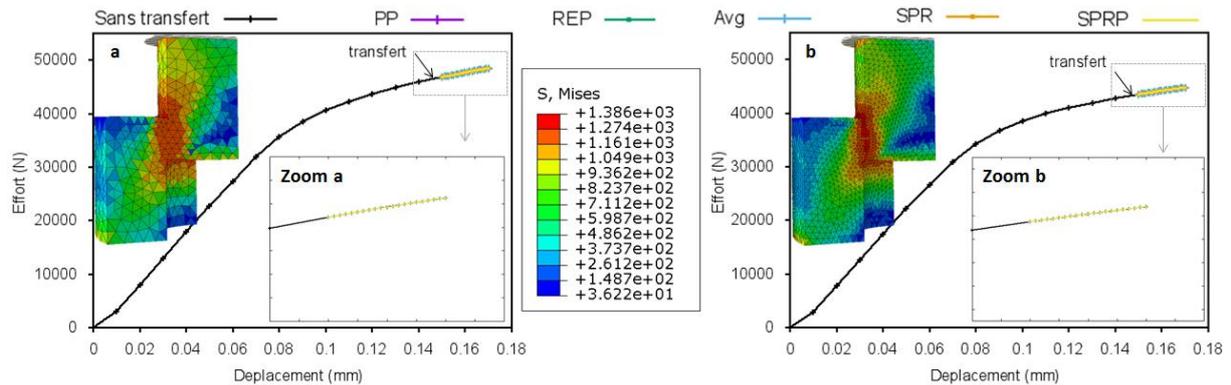


Figure II-22 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul sans et avec transfert de champs entre maillages identiques (cas amélioré). (a) Maillage grossier et (b) maillage fin.

II.2.4.4 Cas test 2 : Transfert entre deux maillages différents

Pour fiabiliser le choix de la méthode afin d'éviter la diffusion numérique, le transfert est effectué entre deux maillages non identiques. Il est évident que lorsque la taille de maille entre deux maillages est très différente, la convergence de la solution EF n'est pas forcément identique ce qui complique la comparaison entre les différentes techniques de transfert (direct et indirect). Une modification importante de la taille de maille entre les deux configurations va modifier les résultats de la simulation de manière importante, perte d'analogie entre les résultats EF avant et après transfert (perte de la référence). Afin de conserver une solution EF proche avant et après transfert, un faible taux de modification de la taille de maille a été imposé.

Pour chaque configuration deux calculs ont été réalisés. Le premier calcul est entièrement réalisé sur le maillage initial (fin dans la figure II-23a ou grossier dans la figure II-24a) alors que le deuxième calcul est un calcul adaptatif avec remaillage et donc transfert de champs. Les figures II-22 et II-23 présente les valeurs EF de la contrainte équivalente de von Mises calculées avant et après transfert pour les deux tailles de maillage.

Une diffusion relativement importante est observée dans le cas d'un transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien au nouveau maillage (Avg, SPR, SPRP). Cependant, cette diffusion est moindre lorsque le transfert s'effectue uniquement sur les nœuds du nouveau maillage. Les méthodes de transfert direct s'appuyant sur l'utilisation de la valeur du point de Gauss le plus proche (PP), ou sur un lissage par patch élémentaire de type (REP), présentent une

diffusion locale la plus faible. Néanmoins, le champ peut avoir des sauts importants entre deux éléments contigus.

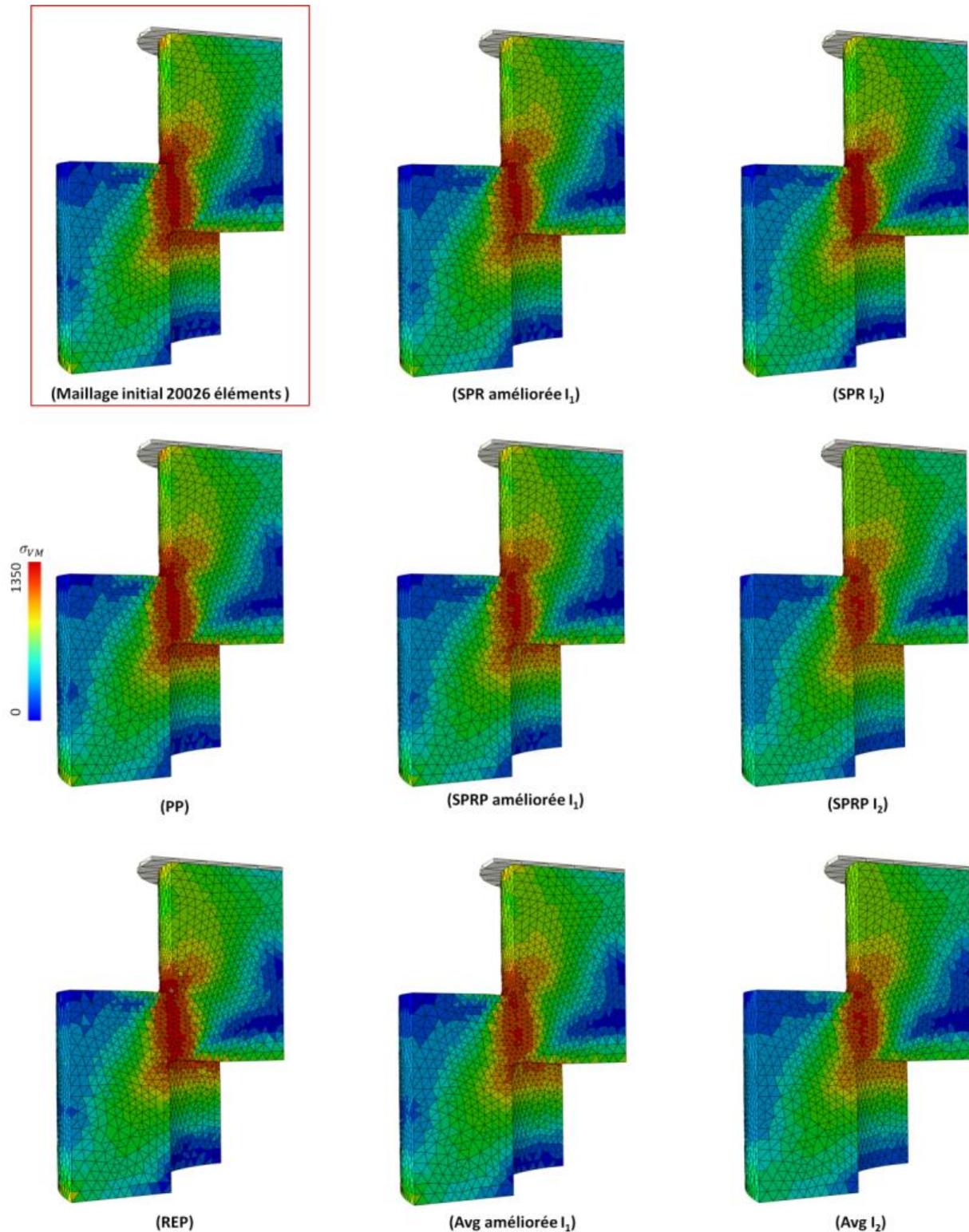


Figure II-23 : Comparaison entre les différentes techniques de transfert (direct et indirect) sur la répartition spatiale de la contrainte de von Mises pour un maillage fin (cas amélioré).

Pour le maillage fin (figure II-23), la technique SPR semble être plus efficace, car elle donne des résultats quasi identiques à la technique REP classique, en matière de diffusion tout en

évitant les sauts importants entre les éléments contigus. De plus, elle est beaucoup plus simple à implémenter et également moins coûteuse en temps de calcul que la méthode SPRP (plus efficace en termes de lissage). Les mêmes remarques peuvent être faites sur le maillage plus grossier (figure II-24), cependant, la diffusion est plus importante.

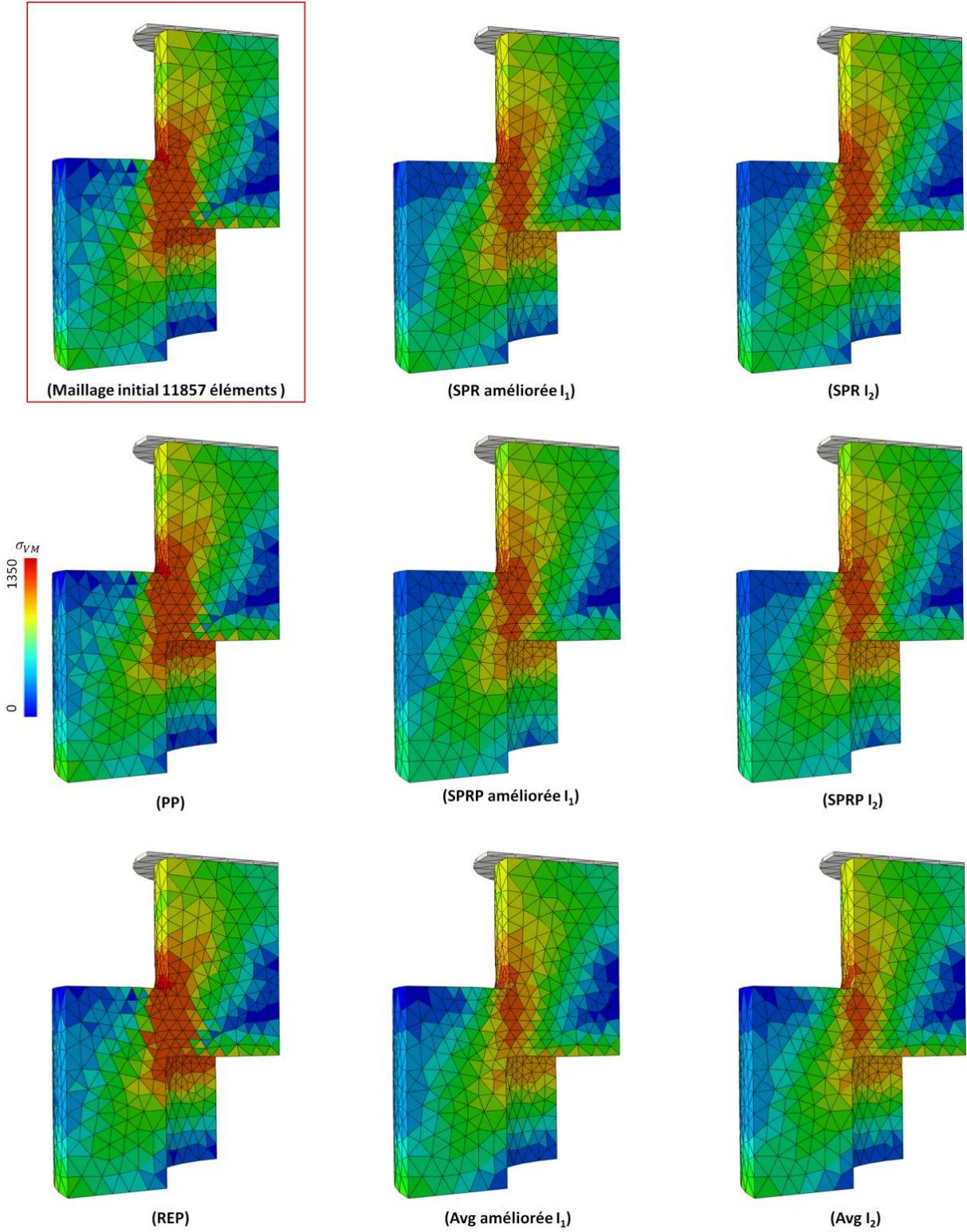


Figure II-24 : Comparaison entre les différentes techniques de transfert (direct et indirect) sur la répartition spatiale de la contrainte de von Mises pour un maillage grossier (cas amélioré).

Pour juger de la qualité de l'équilibre, la courbe effort/déplacement macroscopique reste un bon critère, car elle permet d'avoir un critère global. Idéalement, après transfert, la courbe doit être continue. Étant donné que la taille des éléments reste constant après remaillage, la comparaison peut être faite par rapport à un calcul avec un maillage constant (dans ce cas test, il n'y a pas de distorsion d'éléments). La figure II-25 montre ces courbes avant amélioration pour les deux tailles de maillage utilisé. Une discontinuité suivie d'instabilités est toujours observée, quelle que soit la méthode de transfert. Pour ce qui est du transfert indirect, le passage par les nœuds des deux maillages (I2) est le moins bon (plus forte discontinuité). Le passage uniquement par les nœuds de l'ancien maillage donne une qualité plus satisfaisante. Pour le transfert direct, la méthode PP donne de bons résultats pour le maillage grossier, mais est moins bonne pour le maillage plus fin. La méthode REP semble d'être la plus efficace pour tous les cas.

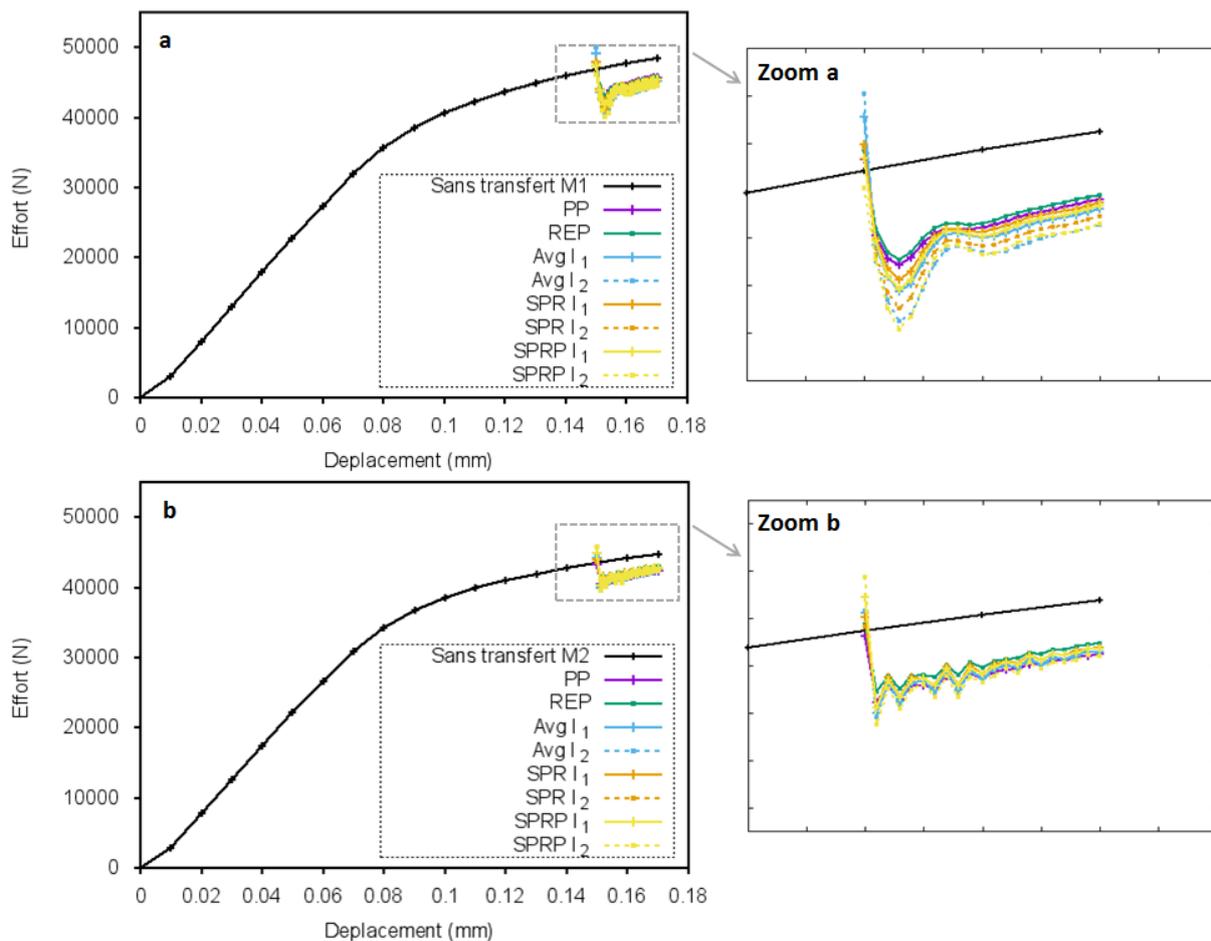


Figure II-25 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul élasto viscoplastique classique et d'autres calculs avec transfert entre deux maillages différents (sans amélioration). (a) maillage grossier et (b) maillage fin.

À travers les différentes améliorations proposées (figure II-26), on peut constater qu'une bonne amélioration en termes de fluctuation d'effort résultant a été apportée dans les deux cas. De plus, on peut constater que la taille du maillage initiale a un effet primordial sur la fiabilité des résultats pour toutes les méthodes de transfert. En effet, une qualité médiocre du résultat est observée avec le maillage grossier. Cependant une bonne qualité est observée dans le cas du transfert avec le maillage fin.

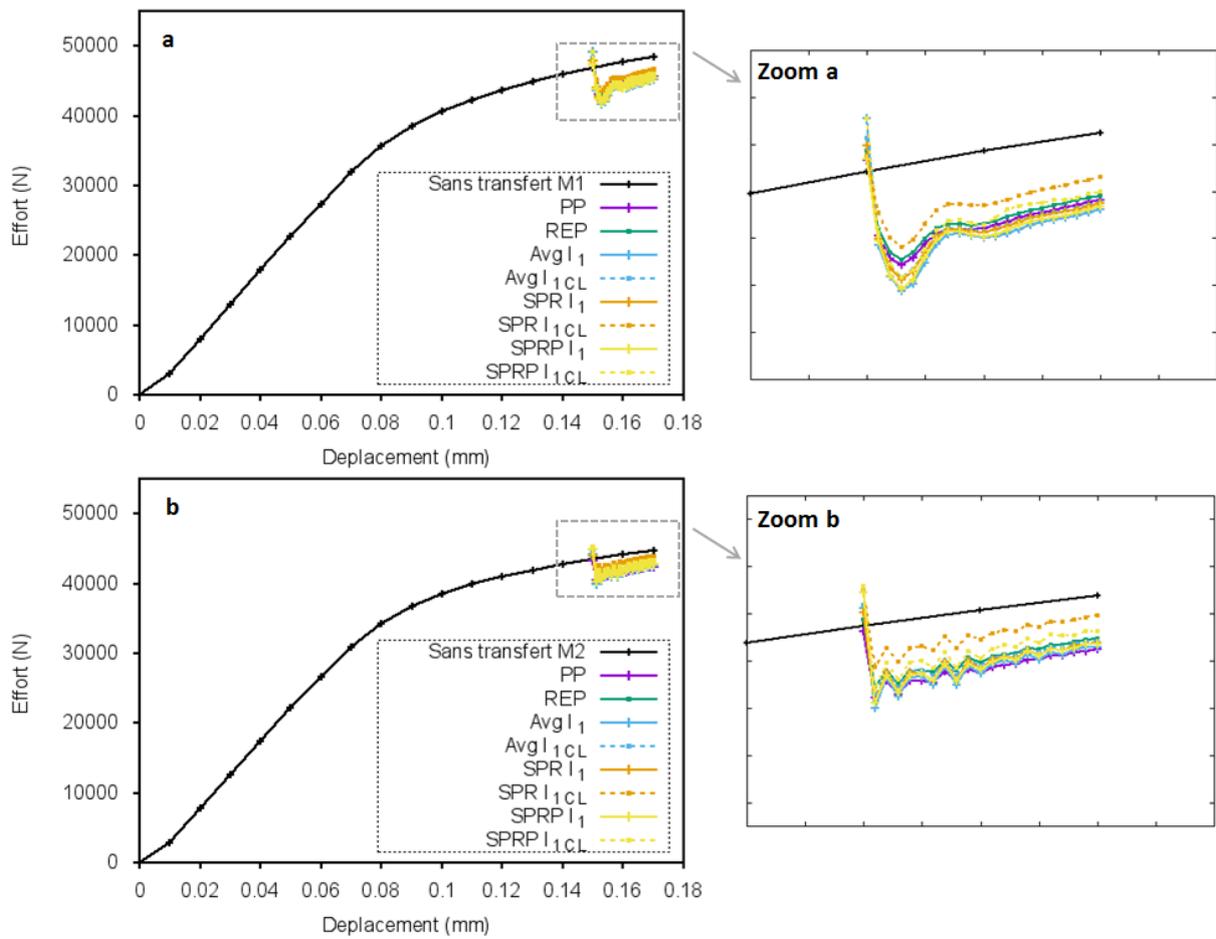


Figure II-26 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul élasto viscoplastique classique et d'autres calculs avec transfert entre deux maillages différents (cas amélioré). Maillage grossier en (a) et maillage fin en (b).

Les résultats peuvent être synthétisés dans le tableau II-2 en fonction des critères considérés.

Tableau II-2: Performance des différentes techniques testées

	PP	REP	Awg I ₁	Awg I _{1CL}	SPR I ₁	SPR I _{1CL}	SPRP I ₁	SPRP I _{1CL}
Maillages identique	+++	+++	-	+++	++	+++	+	+++
Maillages différents	---	+	--	-	+	+++	+	++

Pour conclure, le transfert direct entre les anciens points de Gauss et les nouveaux semble être efficace pour le maillage identique (figure II-20). Néanmoins, ses performances chutent pour un cas plus général (figure II-25 et II-26). Dans le cadre de notre application, la création d'un nouveau maillage généralement très différent de l'ancien est primordiale pour la poursuite du calcul en grande déformation. Le cas test 2 est donc plus pertinent pour un choix de méthode. Le transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage est sélectionné,

car il donne les meilleurs résultats dans cette configuration. L'étude comparative entre les différentes courbes obtenues par un calcul classique et avec transfert met en évidence l'efficacité de l'opérateur de transfert indirect SPR-améliorée par rapport aux autres techniques. Cependant, les cas tests montrent également les limites de toutes les techniques utilisées puisque les efforts chutent après transfert, ce qui fera l'objet d'un développement spécifique au chapitre III. Enfin, on peut constater que la technique SPR-améliorée permet d'obtenir de meilleurs résultats puisqu'on observe une meilleure tendance à s'approcher de la courbe de référence par rapport aux autres méthodes.

II.2.4.5 Synthèse

Les méthodes directes ont l'avantage d'être très rapides et très faciles à mettre en œuvre. Cependant, elles restent efficaces à condition que le maillage final soit suffisamment proche du maillage initial. Sinon, ces techniques sont trop imprécises et trop diffusives. De plus, comme dans ces techniques le transfert est effectué en une seule étape, leur utilisation impose une variation faible entre le maillage final et initial, ce qui va augmenter le nombre de remaillages nécessaire, donc une forte augmentation du temps du calcul, ce qui n'est pas souhaitable. Pour réduire la diffusion numérique, d'autres techniques de transfert direct plus avancées peuvent être utilisées comme la technique REP ou la technique MPR (Minimal Patch Recovery) (Boussetta & Fourment, 2004). Dans ces approches, une solution locale est construite au voisinage de chaque point de Gauss de l'ancien maillage. Cette solution est considérée comme valable sur l'ensemble du Patch d'éléments, ce qui permet d'extrapoler les valeurs des nouveaux points d'intégration (qui appartient à l'élément central du patch). Par conséquent, elles consistent à calculer une solution continue seulement sur le patch, et non sur tout le domaine. De plus, l'étude présentée précédemment montre les limites de cette stratégie dans le cadre d'un transfert entre maillages dissemblables.

Pour améliorer la continuité des champs discontinus sur tout le domaine, la méthode d'interpolation décrite précédemment (section II.2.2) peut être utilisée. Dans ce cas, transférer des champs discontinus se ramène à un transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien au nouveau maillage. Cette technique nécessite trois étapes (présentés sur la figure II-7): une extrapolation et deux interpolations. Ici, l'étape d'extrapolation a l'objectif de minimiser la diffusion numérique de ces champs par lissage local, alors que les deux interpolations permettent d'assurer la bonne continuité des champs trouvés aux interfaces des éléments. Néanmoins, on a constaté que l'utilisation de cette méthode qui consiste à diviser l'opérateur de transfert en trois étapes introduit une autre source de diffusion numérique à cause de l'opération d'interpolation. En effet, l'interpolation des champs trouvés diffuse l'information des points superconvergents et par conséquent peut altérer l'efficacité de la technique de recouvrement (figures II.23-26). Ce phénomène de diffusion doit être minimisé, car il peut causer l'élargissement de la bande où se concentrent les déformations lors des opérations de mise en forme. Le transfert indirect en passant uniquement par les nœuds de l'ancien maillage permet, à priori, de moins diffuser l'information, cependant il offre des propriétés de continuité plus faibles. (PavanaChand & KrishnaKumar, 1998; Camacho & Ortiz, 1997).

À travers l'étude numérique proposée, on peut constater que le transfert indirect amélioré en passant par les nœuds du nouveau maillage (Avg, SPR, SPRP) semble le plus précis et le plus stable par rapport aux autres techniques. De plus, l'étude comparative entre les différentes

méthodes d'extrapolation adoptées prouve que la méthode (SPR-améliorée) semble d'être la plus performante, car elle donne non seulement de meilleurs résultats, en termes de fluctuation d'effort, et elle présente l'erreur la plus faible en termes d'évolution de la force résultante. C'est la méthode qui sera adoptée pour la suite de l'étude.

II.3 Conclusion

Dans ce chapitre, à travers l'étude comparative des différentes techniques de recouvrement, nous avons essayé de déterminer les principales qualités et faiblesses de chaque technique ainsi que les possibilités d'améliorations suggérées par les différents auteurs. Nous avons également proposé quelques améliorations susceptibles d'augmenter leur efficacité et de les adapter à nos problèmes de mise en forme tridimensionnelle.

La validation numérique de ses améliorations montre que l'efficacité du recouvrement augmente par rapport aux cas standards. La méthode SPR-améliorée (SPR I_{1CL}) semble d'être la plus efficace. Toutefois, on peut constater que la performance des techniques de transferts dépend aussi de la taille du maillage. Pour cela, il faut prendre les dispositions nécessaires d'adaptation du maillage. À ce titre, une adaptation de la discrétisation spatiale du maillage sera présentée par la suite afin d'être en mesure de reprendre le calcul (après transfert) avec la moindre erreur et pour un nombre de degrés de liberté raisonnable.

Chapitre III. Optimisation de la discrétisation spatiale du maillage

III.1 Introduction

Dans ce chapitre, la problématique de l'adaptation du maillage est traitée. Les différentes étapes nécessaires sont positionnées dans la figure III-1b. Ces différentes étapes ont été développées de manière à réduire les interventions humaines à la seule description du problème à traiter (géométrie initiale, conditions aux limites et données mécaniques), aux choix de la stratégie d'adaptation du maillage et de la précision avec laquelle il désire effectuer son analyse. Toutes les autres étapes du calcul comme le choix du maillage et la construction du nouveau maillage optimal sont entièrement automatisées.

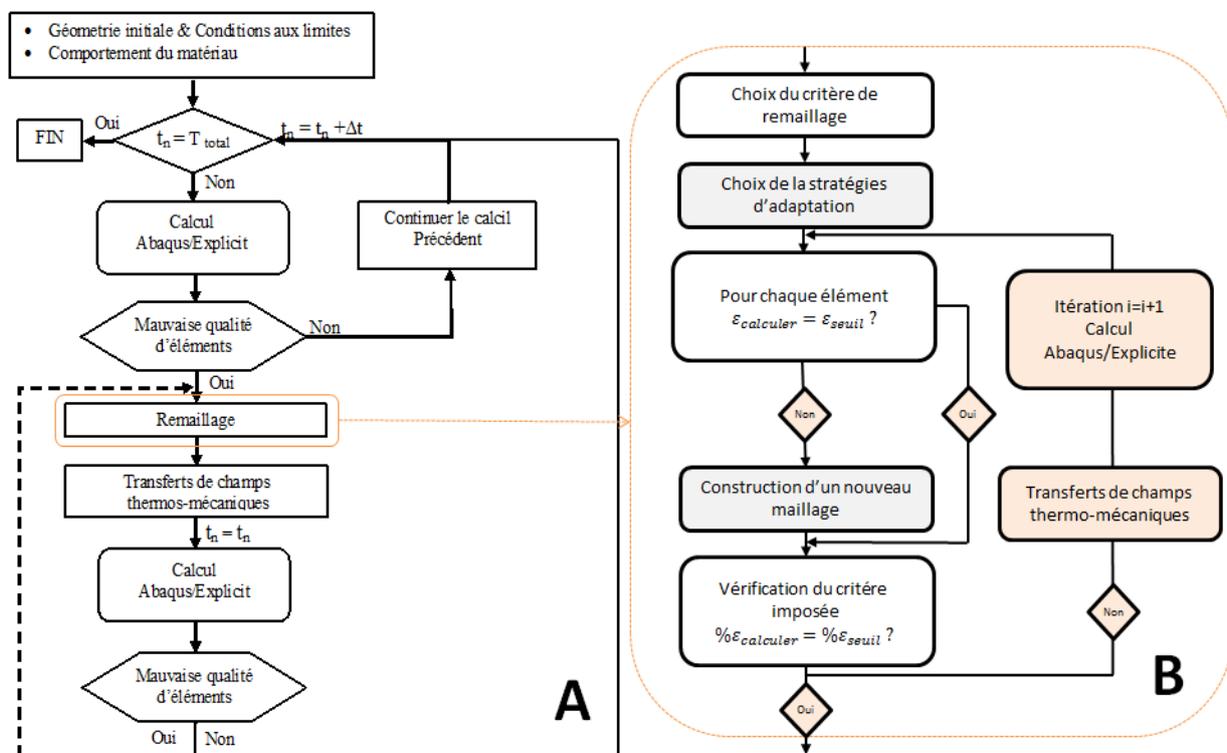


Figure III-1 : Algorithme d'adaptation du maillage mis en place

Une des méthodes les plus simples pour optimiser un maillage est de partir d'un maillage plus ou moins grossier et de le raffiner uniformément jusqu'à la stabilisation des champs mécaniques. Il est également possible d'augmenter le degré d'interpolation des éléments en gardant le même nombre d'éléments. Cependant, ces méthodes sont coûteuses en temps de calcul et en espace mémoire utilisé. Il est donc illusoire d'utiliser cette approche en 3D, surtout avec des modèles complexes. De manière générale, le choix du maillage utilisé repose sur un compromis entre le coût de calcul et le niveau de précision atteint par rapport à la solution exacte. Une façon efficace d'obtenir une solution avec une précision connue à moindre coût est d'introduire un estimateur d'erreur physique et géométrique couplé avec une méthode de remaillage adaptatif (Boussetta, et al., 2006; Philippe, 2009; Zhang, et al., 2012). Il faut alors une procédure d'adaptation du maillage automatique ; ce point fait l'objet de ce chapitre. Outre le

gain de temps de calcul, cela permet d'éviter les problèmes de distorsion des éléments et de mieux simuler la séparation de matière au sein de la structure. Schématiquement, cette procédure d'adaptabilité consiste à :

1. Effectuer un premier calcul avec un maillage initial (qui peut être relativement grossier)
2. Évaluer les erreurs de discrétisation commises
3. Utiliser ces résultats pour déterminer la nouvelle carte de taille d'éléments permettant d'obtenir une précision donnée tout en minimisant les coûts de calcul
4. Construire la nouvelle discrétisation spatiale du maillage
5. Calculer le pourcentage d'idéalité du maillage
6. Si le pourcentage d'idéalité est inférieur au seuil demandé, une nouvelle itération doit être effectuée

Après une brève synthèse des techniques d'adaptation du maillage et des principaux outils nécessaires, le choix de chacun d'entre eux sera détaillé et des cas tests seront proposés afin d'évaluer les performances du processus d'adaptation retenu.

III.2 Les méthodes d'adaptations

Les techniques d'adaptation de maillage reposent sur trois méthodes qui peuvent influencer sur :

- la position des nœuds (r-adaptative) ;
- l'ordre de la solution (p-adaptative) ;
- le nombre d'éléments (h-adaptative).

Chaque méthode est efficace pour traiter un problème spécifique. Afin de cumuler leurs avantages, des combinaisons ont été créées. C'est par exemple le cas des méthodes hp-adaptative (Oden, et al., 1989; Rachowicz, et al., 1989; Hakula, et al., 2012; Giani, et al., 2014) ou les méthodes hr-adaptative (Sun & Zamani, 1992; Askes & Rodriguez-Ferran, 2001). Cette partie vise à présenter leurs caractéristiques pour connaître leur impact lors d'une éventuelle adaptation du maillage en usinage.

III.2.1 Terminologie

Les méthodes r-adaptative (figure III-2)

Elles ont été développées dans les années 70 (Carroll & Barker, 1973), et ont été utilisées par plusieurs auteurs (Tezuka & Okuda, 1988; Cao, et al., 2001). Cette méthode consiste à optimiser la position des nœuds sur le maillage en conservant le type d'interpolation ainsi que la topologie initiale (nombre de nœuds et leurs connectivités).

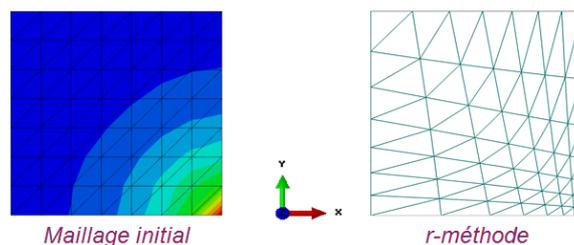


Figure III-2 : Principe de la méthode r-adaptative

Le maillage amélioré est ainsi obtenu en déplaçant les nœuds des zones de faible gradient vers les zones de fort gradient où l'erreur est la plus importante. L'inconvénient majeur de cette méthode réside dans le fait que l'amélioration de la précision de la solution EF est limitée par le nombre de degrés de libertés initiales.

Les méthodes p-adaptative (figure III-3)

Elles consistent à augmenter localement le degré des fonctions d'interpolation utilisées. Cela permet de mieux représenter les solutions d'ordre élevé tout en conservant la topologie initiale du maillage. Cette augmentation de degré d'interpolation peut être uniforme sur tout le maillage, ou local dans les zones où la solution numérique n'est pas assez précise par rapport à la solution exacte (Barros, et al., 2004).

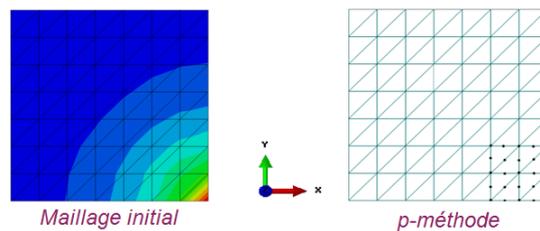


Figure III-3 : Principe de la méthode p-adaptative

Les méthodes p-adaptative sont caractérisées par une meilleure convergence dans les zones où la solution est assez régulière. Dans ce contexte, Babuška et Szabó (Babuška & Szabó, 1982) ont montré que le taux de convergence des méthodes p-adaptative est toujours supérieur ou égal au taux observé dans le cadre des méthodes h-adaptative. Cependant, elles ne sont pas adaptées dans les zones du domaine où la solution est trop irrégulière.

Les méthodes h-adaptative (figure III-4)

Elles sont actuellement les méthodes les plus utilisées dans la communauté scientifique (Babuška & Szabó, 1982; Strouboulis & Haque, 1992; Díez & Huerta, 1999). Elles consistent à fixer le degré des fonctions d'interpolation utilisées en modifiant le nombre d'éléments du maillage. L'augmentation et la diminution du nombre d'éléments permettent respectivement de raffiner ou de déraffiner le maillage initial. Lorsqu'il est raffiné, chaque élément est remplacé par un certain nombre d'éléments de taille plus petite en conservant le même volume initial (et inversement dans le cas du déraffinage).

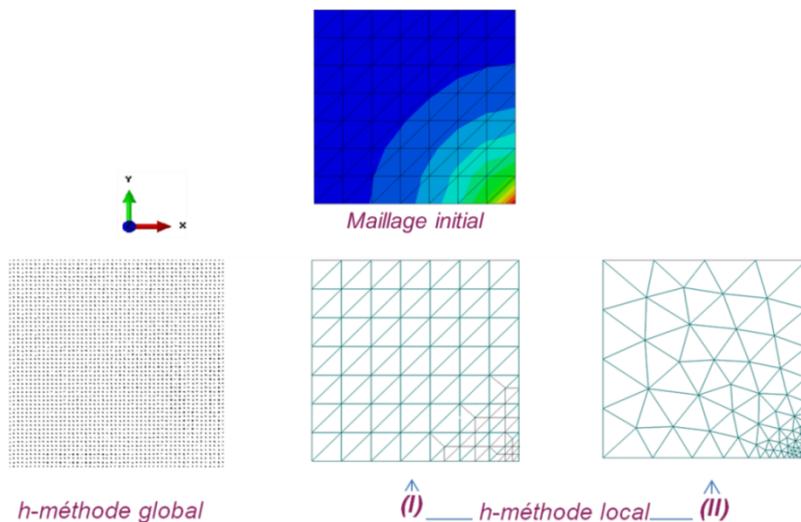


Figure III-4 : Principe de la méthode h-adaptative

Il existe plusieurs méthodes de raffinement. Le maillage peut être entièrement remaillé de manière uniforme sur l'ensemble du domaine, ou bien de manière locale pour un ensemble d'éléments sélectionnés. Les méthodes principales de raffinement sont schématisées dans la figure III-4.

Il existe deux façons de modifier le maillage initial.

i) Adaptation par subdivision du maillage initial

Cette technique consiste à subdiviser chaque élément appartenant à la zone de plus forte erreur. C'est la stratégie la plus simple à mettre en place pour les éléments quadrangulaires en 2D ou hexaédriques en 3D et en particulière pour les maillages structurés. Cependant pour les éléments triangulaires en 2D ou tétraédriques en 3D, cette stratégie ne semble pas adaptée, car les mailles créées ont des critères géométriques de moins bonne qualité que leurs parents (Ladevèze & Pelle, 2005) (voir la figure III-5).

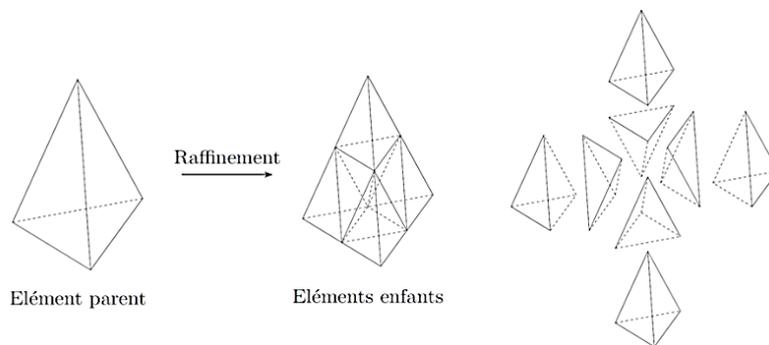


Figure III-5 : Raffinement tridimensionnel par subdivision d'un élément tétraédrique

ii) Adaptation avec création d'un nouveau maillage local

Dans ce cas, il s'agit soit d'ajouter de nouveaux nœuds dans les zones où le maillage est considéré trop grossier, soit d'enlever les anciens nœuds des régions où le maillage est considéré trop fin. Un nouveau maillage est alors construit avec un raffinement dans les zones de plus forte erreur et un déraffinement dans les zones où l'erreur est faible. L'avantage de cette stratégie est de pouvoir uniformiser efficacement la distribution de l'erreur pour des géométries complexes, ce qui conduit à minimiser le coût de calcul. Néanmoins, le traitement des maillages obtenus nécessite en général l'utilisation d'un mailleur automatique robuste.

III.2.2 Méthodes retenues et outils nécessaires

Pour conclure, ces différentes méthodes de raffinement de maillage ont été développées soit pour remplacer des éléments trop distordus afin d'éviter les problèmes de convergence numérique, soit pour adapter la discrétisation géométrique à la représentation de la solution EF. Cependant, chaque solution est efficace pour traiter un problème spécifique (grande ou faible déformation, géométries simples ou complexes, etc..).

Le remaillage par relocalisation des nœuds ou par augmentation du degré polynomial de la fonction d'interpolation conserve un nombre d'éléments constant. Cette caractéristique facilite l'automatisation complète du remaillage, ce qui constitue un avantage. Cependant, ces méthodes

ne permettent pas de gérer la distorsion des éléments, ce qui est un problème majeur pour la simulation numérique de l'usinage et des procédés en général.

La méthode h-adaptative avec un raffinement ou un déraffinage sélectif du maillage apparaît comme la plus avantageuse et la plus adaptée à notre cadre d'application. En effet, elle consiste à remplacer le maillage initial déformé par un nouveau maillage respectant la finesse déterminée par les indicateurs d'erreurs géométriques et physiques. Toutefois, la grande particularité de cette méthode réside dans la façon de garantir la précision de la solution éléments finis avec une précision préalablement définie par l'utilisateur.

Compte tenu de ses avantages, la méthode h-adaptative a été retenue pour la suite de l'étude. Sa mise en place nécessite les choix d'un critère de remaillage et d'une stratégie d'adaptation du maillage, qui font l'objet de la suite de ce chapitre.

III.3 Décision de remaillage

Les méthodes h-adaptative d'optimisation topologique du maillage peuvent être pilotées par deux critères, soit un critère physique, soit un critère basées sur la réduction d'une erreur. Nous résumons ci-après les principaux critères existant dans la littérature et leurs extensions possibles aux cas non-linéaires.

III.3.1 Critère de remaillage basé sur un ou plusieurs critères physiques

L'analyse d'une ou de plusieurs valeurs physiques est un premier critère d'adaptation du maillage. En effet, le comportement du matériau peut être décomposé en trois zones : élastique linéaire (zone I), élastoplastique (zone II) et élastoplastique avec endommagement (zone III). Il est donc possible de définir la taille des éléments en fonction de la non-linéarité locale du comportement.

Ainsi,

- Si le comportement est linéaire, la taille de l'élément peut être maximisée.
- Sinon, des fonctions analytiques peuvent être développées pour définir la taille d'éléments en fonction des valeurs des principales sources de non-linéarité (la plasticité et l'endommagement) qui sont généralement très localisées.

Il en résulte que selon le type du comportement considéré, il est possible de définir différentes densités de maillage. Cette méthode permet alors de raffiner les endroits où il y a de fortes dispersions des grandeurs physiques, et de déraffiner là où les dispersions sont faibles.

Dans un premier temps, seule la variable d'endommagement, D , est prise en compte. Le champ mécanique est alors quantifié, au niveau de chaque élément, par une valeur réelle comprise entre 0 (non endommagé) et 1 (totalement endommagé). Dans les zones I et II, où les éléments ne sont pas endommagés ($D=0$), la taille des éléments sera maximale. Les éléments endommagés totalement ($D=1$) seront de taille minimale, et les éléments avec un endommagement partiel auront une taille définie par une fonction exponentielle en fonction de l'endommagement de l'élément. L'évolution de la taille des éléments en fonction de l'endommagement est synthétisée sur la figure III-6. Où L_{Max}^D correspond à la taille maximale d'élément au premier seuil d'endommagement D_{seuil} et L_{min}^D correspond à la taille minimale

d'élément complètement endommagé et α est une constante qui définit le taux de décroissance (figure III-6).

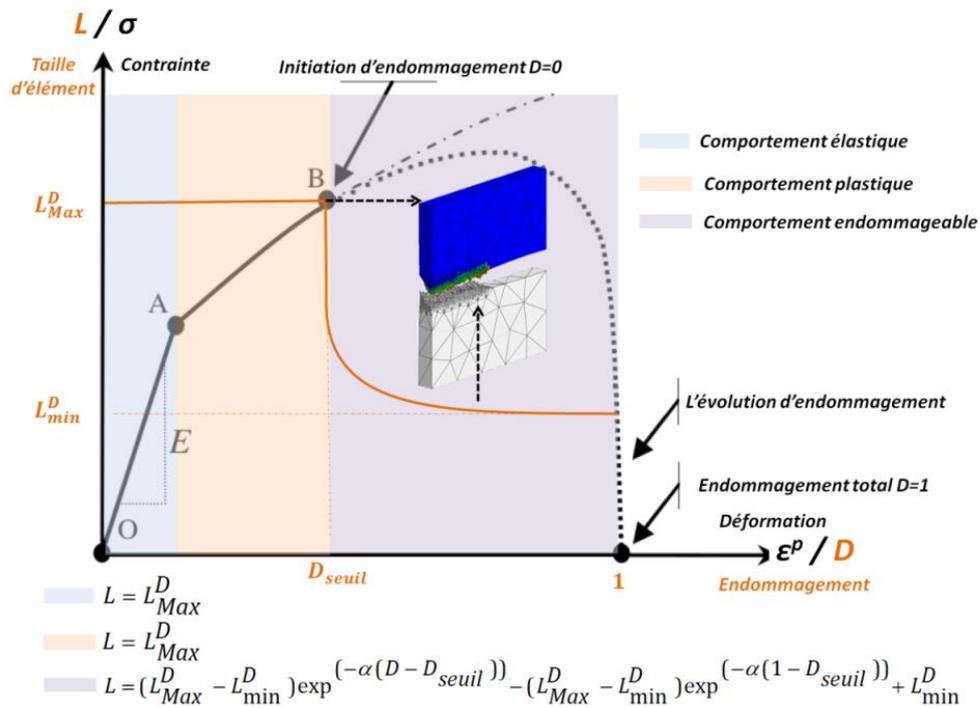


Figure III-6 : Variation de la taille d'élément basée sur l'endommagement

III.3.1.1 Modélisation numérique de propagation de fissure

Dans cette section, l'accent est particulièrement mis sur la modélisation numérique de la propagation macroscopique de fissures dans la structure jusqu'à la rupture, ce qui un phénomène présent en usinage.

III.3.1.1.1 Prise en compte de l'amorçage et de la propagation de fissure

Un des objectifs finaux de ce travail est de pouvoir simuler l'amorçage et la propagation de fissures en usinage sur des distances relativement importantes. Il est alors primordial de pouvoir utiliser un modèle à la fois simple et efficace, à savoir la méthode dite par suppression d'éléments. Cette approche est aboutie pour des cas bidimensionnels et tridimensionnels. C'est également la méthode de propagation la plus répandue dans de nombreux codes de calcul par éléments finis. Elle est notamment utilisée dans Abaqus®. L'inconvénient majeur de cette approche est sa grande dépendance au maillage. En effet, la suppression d'un élément implique une perte de matière correspondant à son volume. Ainsi, plus les dimensions des éléments endommagés sont grandes, plus la quantité de matière perdue sera grande, et plus le chemin de la fissure sera erroné. Afin de pallier ce problème, il faudra maîtriser la discrétisation locale du maillage au niveau des zones de rupture. Pour ce faire, l'approche d'adaptation du maillage selon un ou plusieurs critères physique sera exploitée. De plus, vu la simplicité de cette stratégie, d'autres critères peuvent être imaginés et aisément implémentés dans la structure actuelle du code.

La figure III-7 montre les différentes configurations bidimensionnelles adoptées pour lesquelles les éléments endommagés peuvent être ou non supprimés. Par la suite, une configuration tridimensionnelle avec la même stratégie sera adoptée.

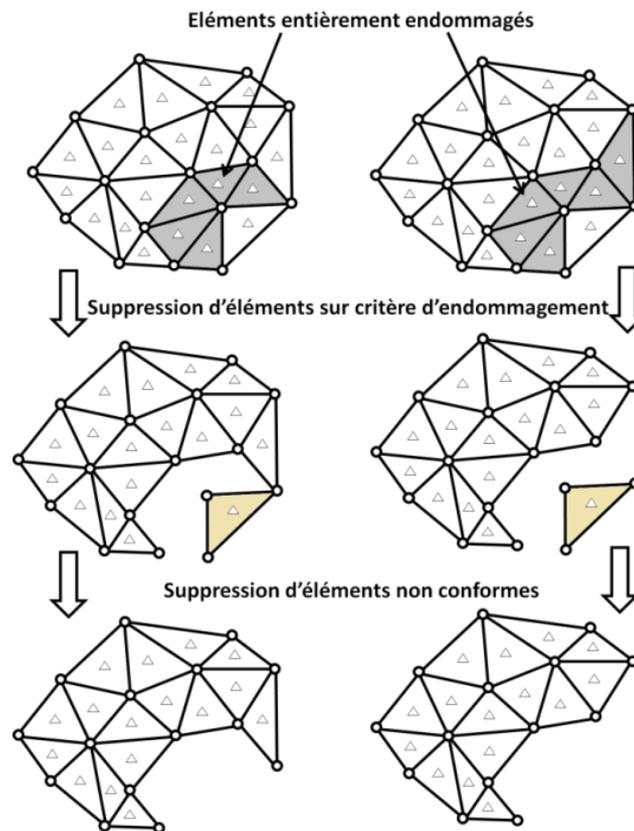


Figure III-7 : Principe de la méthode d'élimination des éléments

III.3.1.1.2 Auto-contact

Dans le code Abaqus/Explicit, il est actuellement impossible de réactualiser une surface de contact définie par les frontières libres d'un ensemble d'éléments après élimination de certains d'entre eux. Il est alors possible que certaines parties de la pièce forment des replis (interpénétration des éléments). Nous nous plaçons donc dans une configuration de type esclave-esclave, étant donné que les nœuds en contact appartiennent au même corps déformable. Sans cette condition, la matière peut se rencontrer et se chevaucher, ce qui engendre des problèmes de convergence EF et empêche la création d'un nouveau maillage.

L'approche proposée pour la détection des éléments en auto-contact est la suivante :

- Après un premier calcul, nous cherchons l'intersection de chaque nœud des éléments de surface avec les éléments voisins ;
- Pour chaque intersection détectée, les nœuds en situation de replis sont examinés et une condition de non-pénétration est imposée ;
- Enfin, le calcul se poursuit avec la nouvelle gestion du contact.

Du point de vue temps CPU, on peut remarquer que le temps total sera au minimum le double, car deux calculs sont nécessaires. Néanmoins, cette étape est primordiale pour assurer la bonne gestion du contact.

III.3.1.2 Cas test

Pour illustrer la capacité de raffiner et déraffiner le maillage, des calculs ont été effectués avec deux maillages initiaux de tailles différentes. La figure III-8 présente ces deux maillages. Le maillage grossier comportant 219 éléments, avec une taille moyenne de maille de l'ordre de 0,3 mm. Le maillage plus dense comporte 6 698 éléments avec une taille moyenne de maille de l'ordre de 0,03 mm. Les résultats obtenus seront comparés au maillage de référence très fin de 949 234 éléments de taille moyenne de 0,003 mm.

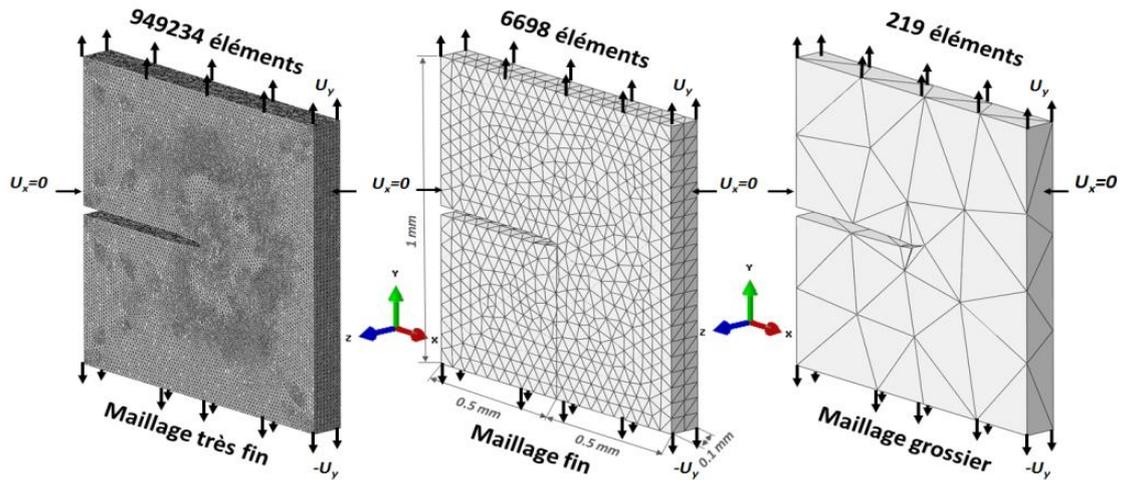


Figure III-8 : Maillages éléments finis irréguliers utilisés

Le critère d'endommagement choisi est celui de la loi de Johnson et Cook ([Johnson & Cook, 1985](#)), car il prend en compte la déformation, le taux de déformation et la température (Éq. III-1).

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}^{pl}}{\bar{\epsilon}_0^{pl}} \quad (III.1)$$

$$\text{Avec : } \bar{\epsilon}_0^{pl} = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{VM}} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0^{pl}} \right) \right] \left(1 - D_5 \left(\frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right)$$

Ce critère est un modèle cumulatif d'une variable d'endommagement (D) défini pour chaque élément du maillage en fonction de l'incrément de déformation plastique équivalente et de la déformation plastique équivalente à la rupture du matériau. La rupture est obtenue par élimination d'éléments lorsque cette variable atteint une valeur égale à 0,95. L'ensemble des constantes nécessaires pour définir la loi du comportement adopté dans le cas d'alliage de titane Ti17 sont données dans le tableau III-1.

Tableau III-1: Coefficients de la loi de plasticité ([Ducobu, 2013](#)) et d'endommagement de JC ([Zhang, et al., 2011](#)), TA6V

Coefficients de plasticité						Coefficients d'endommagement				
A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\bar{\epsilon}}_0^{pl}$ (s ⁻¹)	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
1119	838.6	0,473	0,019	0,643	1	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87

La figure III-9 représente les courbes force/déplacement obtenues pour les différentes configurations de maillage. On constate que plus la taille minimale est importante, plus l'endommagement sera retardé.

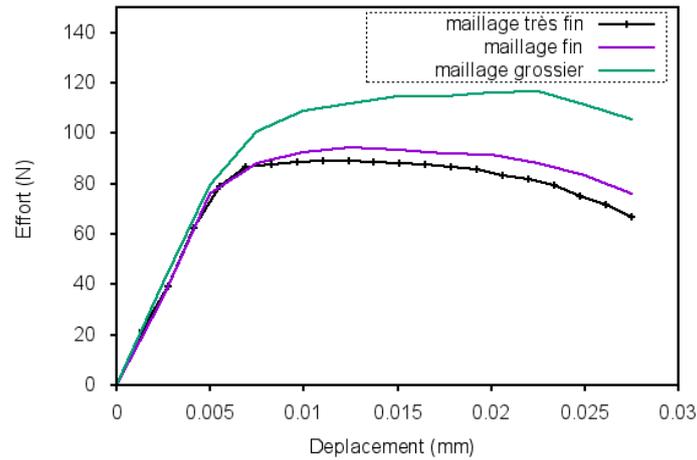


Figure III-9 : Convergence de la solution EF vers une solution stable

La figure III-10 montre l'adaptation de maillage obtenue pour les deux cas étudiés. Elle présente les différents maillages adaptés ainsi que les isovaleurs d'endommagement. Après 6 itérations, le raffinement du maillage se concentre dans les zones où l'endommagement est important. Un maillage grossier d'une taille maximale prédéfinie est observé dans le reste de la pièce où les éléments restent dans les zones I et II. Les résultats obtenus à la première itération montrent que les zones endommagées sont très sensibles à la taille initiale des éléments. Après itérations, le domaine où le raffinement du maillage a eu lieu est très localisé. La figure III-10 montre la comparaison entre le nombre d'éléments après la 6^{ème} itération pour les deux cas de maillages initiaux (grosier et fin,). Elle met en évidence l'efficacité de l'approche développée qui permet de converger rapidement vers un nombre d'éléments stables, quelle que soit la discrétisation initiale du domaine.

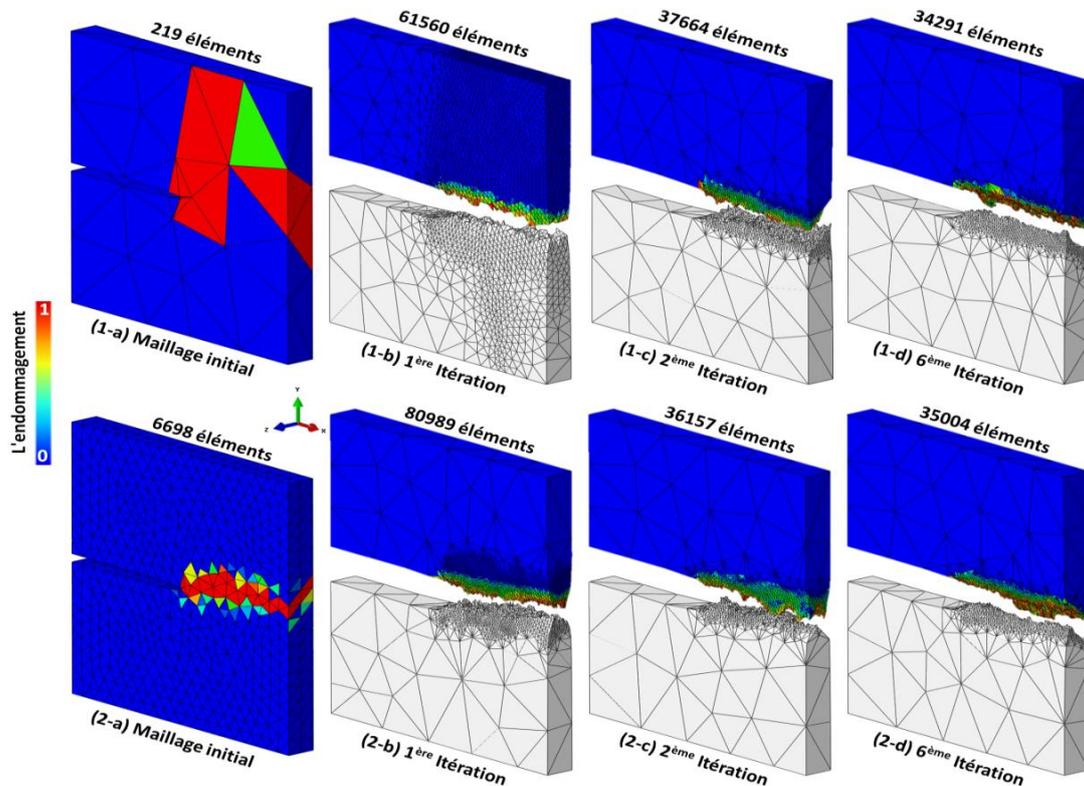


Figure III-10 : Évolution du maillage basé sur la valeur d'endommagement à partir d'un maillage grossier (1) et un maillage fin (2)

Un deuxième cas d'application est réalisé en prenant en compte la plasticité en plus de l'endommagement pour le critère physique de raffinement/déaffinement. Pour cela, la variable de déformation plastique cumulée est utilisée. La figure III-11 présente l'évolution de la taille des éléments en fonction de la non-linéarité du comportement. Avec L_{Max}^p la taille maximale d'élément au premier seuil de plasticité ε_{seuil}^p .

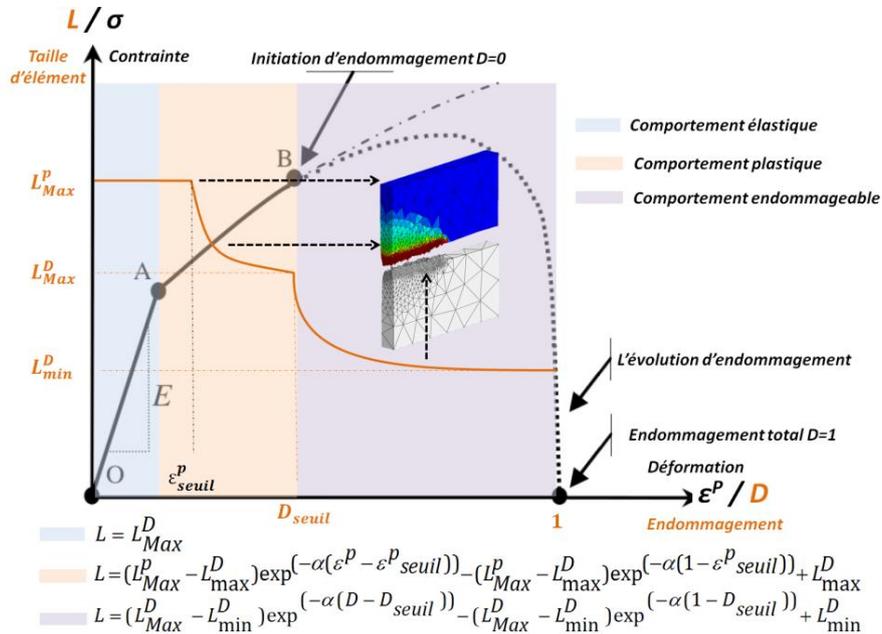


Figure III-11 : Variation de la taille d'élément basé sur la variation d'endommagement et la déformation plastique cumulée

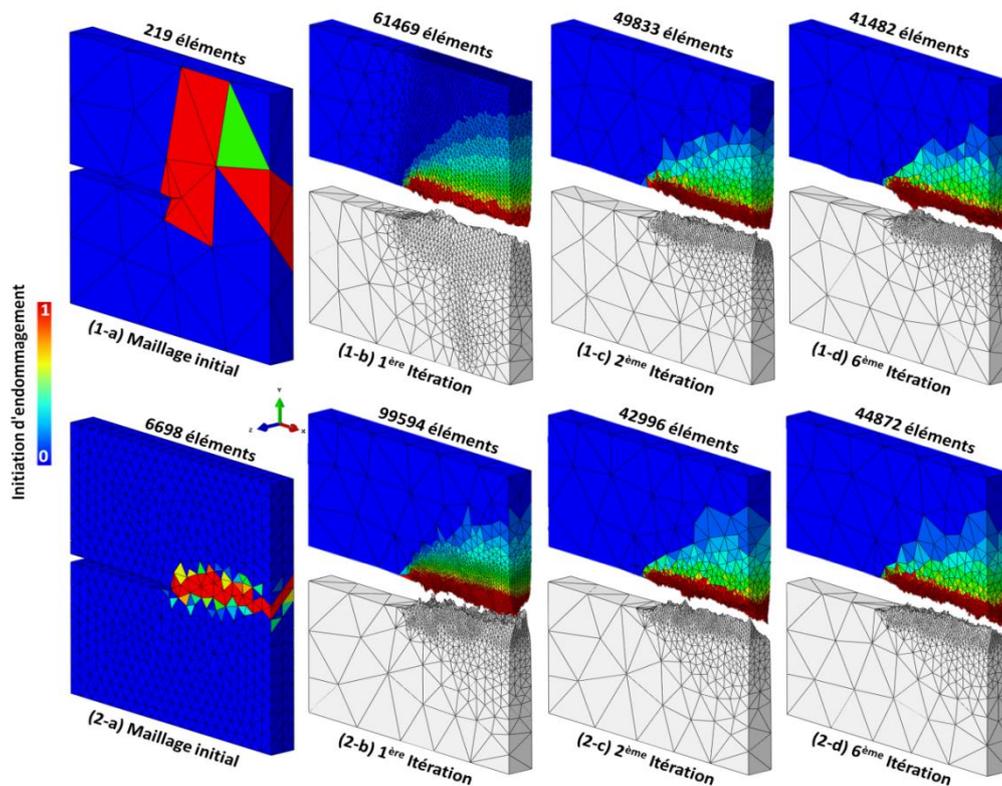


Figure III-12 : Évolution du maillage basé sur les valeurs de l'endommagement et de la déformation plastique cumulée à partir d'un maillage grossier (1) et fin (2).

La figure III-12 présente l'évolution de la densité de maillage en fonction des itérations pour les deux maillages initiaux (maillage fin et maillage grossier). On peut constater que le raffinement du maillage est moins localisé que précédemment. Pour conclure, les résultats montrent que la taille du maillage suit bien l'expression analytique prédéfinie et, par conséquent, la fiabilité du résultat numérique reste liée aux bons choix de ces fonctions mathématiques et des seuils de contrôle. Néanmoins, ces choix ne sont pas forcément évidents à définir pour les problèmes complexes, et restent dans tous les cas très arbitraires.

Une méthode d'adaptation basée sur la réduction d'erreur ne présente pas cet inconvénient. Cette méthode sera présentée et implémentée dans la section qui suit.

III.3.2 Critère de remaillage basé sur la réduction d'une erreur

III.3.2.1 Introduction

Notion d'erreur

Le passage d'un problème physique à un modèle numérique, conduit à l'utilisation de plusieurs hypothèses et simplifications pour traduire, plus ou moins fidèlement, la solution réelle qu'on note $(\varepsilon_{réel}, \sigma_{réel})$. Une corrélation entre ces modèles de différentes natures est donnée dans la figure III-13. Classiquement, ce passage entraîne plusieurs types d'erreurs qui font que la solution EF obtenue est différente de la solution exacte du problème physique étudié. Les principales sources d'erreurs détaillées par Ladevèze et Pelle ([Ladevèze & Pelle, 2005](#)) sont:

- La transformation du problème physique en un modèle mathématique: les erreurs liées aux hypothèses simplificatrices (équations d'équilibres, lois de frottement, etc..) introduites par l'utilisateur qui peut négliger certains phénomènes physiques particuliers.
- La transformation du modèle mathématique en un modèle discret qui entraîne des erreurs entre la solution approchée (discrète) et la solution exacte du modèle. Au cours de cette phase, le domaine est temporellement et spatialement discrétisé afin de former un maillage dont la qualité de la solution approchée dépend. Le *pas* et la méthode de discrétisation choisis sont des paramètres très influents.
- La transformation du modèle discret en un modèle numérique: les erreurs d'intégration numérique liées au schéma d'intégration, les erreurs d'arrondi (précision de la machine), les erreurs de convergence (précision algorithmique, etc..).

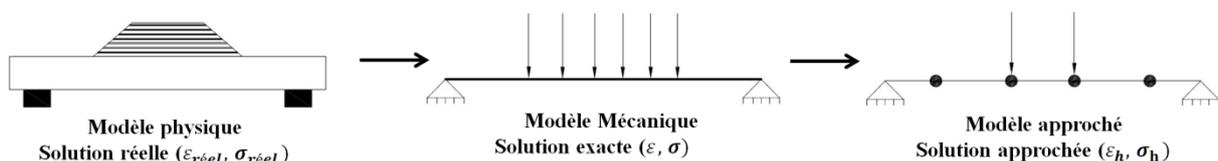


Figure III-13 : Du problème physique au problème numérique

À l'exception des problèmes très simples, il est impossible de déterminer analytiquement la solution théorique exacte du modèle mathématique issu des hypothèses physiques et mécaniques. L'utilisateur doit donc se contenter d'une solution approchée de (ε, σ) . En pratique, cela revient à remplacer le modèle mathématique par un modèle approché discret plus simple dont on connaît la solution. Généralement, la méthode des éléments finis est la méthode la plus répandue pour constituer cette approximation de (ε, σ) , qu'on note $(\varepsilon_h, \sigma_h)$.

Erreur de discrétisation

Dans ce mémoire, on ne s'intéresse qu'à l'erreur de discrétisation spatiale, qu'on appelle erreur EF, et que l'on note θ . Celle-ci peut être définie comme la différence entre le champ solution exacte du tenseur des contraintes et du tenseur de déformations (ε, σ) avec ceux obtenus par la méthode des éléments finis $(\varepsilon_h, \sigma_h)$ du modèle approché. Il est alors possible de définir l'erreur EF en termes de déformations et de contraintes respectivement dans les équations Éq. III-2 et III-3:

$$\theta^\varepsilon = \varepsilon - \varepsilon_h \quad (\text{III.2})$$

$$\theta^\sigma = \sigma - \sigma_h \quad (\text{III.3})$$

Norme pour mesurer l'erreur de discrétisation

Pour quantifier cette erreur, des normes de type énergétique (ou autres) peuvent être utilisées:

$$\text{Norme } L^2: \quad \|\theta\|_{L^2} = \left(\int_{\Omega} v^2 \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.4})$$

$$\text{Norme } H^1: \quad \|\theta\|_{H^1} = \left(\int_{\Omega} \left(v^2 + \sum_{i=1}^3 \left| \frac{\partial v}{\partial x_i} \right|^2 \right) \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.5})$$

$$\text{Semi-norme } H^1: \quad |\theta|_{H^1} = \left(\int_{\Omega} \nabla v : \nabla v \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.6})$$

$$\text{Norme en énergie:} \quad \|\theta\|_E = \left(\int_{\Omega} \sigma : \varepsilon \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.7})$$

Le choix d'une norme d'erreur adéquate dépend de la grandeur que l'on souhaite contrôler. Par exemple, si nous voulons mesurer l'erreur en termes d'efforts appliqués au système, ou d'énergie de déformation du matériau, la norme en énergie est l'option la plus pertinente. En revanche, si l'on s'intéresse à la taille de bavures, ou à la géométrie d'un écoulement, la norme L^2 semble la mieux adaptée. Dans le cadre des problèmes de mise en forme des matériaux et de la mécanique des solides, la norme en énergie est souvent utilisée. Au niveau de chaque élément du maillage, l'erreur locale est donnée par:

$$\|\theta_{el}\| = \left(\int_{\Omega^{el}} (\sigma^{el} - \sigma_h^{el}) : (\varepsilon^{el} - \varepsilon_h^{el}) \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.8})$$

On en déduit l'erreur globale, avec :

$$\|\theta\| = \left(\sum_{el \in \Omega} \|\theta_{el}\|^2 \right)^{1/2} \quad (\text{III.9})$$

Qualité de l'erreur de discrétisation

La fiabilité des estimateurs d'erreur est évaluée par son indice d'efficacité ξ . Il est défini, dans chaque élément du maillage, comme l'inverse du rapport entre l'erreur exacte θ_{el} et son approximation $\widetilde{\theta}_{el}$ (défini dans le chapitre précédent).

$$\xi^{el} = \frac{\|\tilde{\theta}_{el}\|}{\|\theta_{el}\|} \quad (\text{III.10})$$

D'après l'Éq. III-10, si l'erreur tend vers 0, autrement dit si la taille des éléments tend vers 0, l'indice d'efficacité tendra vers 1.

Différents techniques d'estimation d'erreur

Jusqu'ici, l'erreur de discrétisation a été définie comme étant la mesure de la différence entre un champ exact et un champ approché. Généralement, le champ exact n'est pas connu a priori, il est alors nécessaire de calculer une approximation de ceci en utilisant des techniques d'estimation d'erreur *a priori* et *a posteriori*.

L'estimation d'erreur *a priori* se fait avant le calcul. Elle fournit des informations utiles concernant la prédiction du taux de convergence asymptotique de l'erreur EF à partir des informations a priori sur la solution EF, la géométrie du domaine, le maillage utilisé et les fonctions d'interpolations.

L'estimation d'erreur *a posteriori* se focalise sur l'erreur de discrétisation. C'est un outil indispensable aux techniques d'adaptation automatique locale de maillage. Il est obtenu dès lors que la solution est connue. L'objectif est de donner une estimation d'erreur des calculs EF et d'améliorer la qualité des solutions obtenues. Les premiers axes de recherche sur ce sujet ont été consacrés principalement aux problèmes linéaires unidimensionnels et bidimensionnels. Une première approche a été proposée par Ladevèze (Ladevèze, 1975) basée sur le concept d'erreur en relation de comportement et sur des techniques de construction de champs de contraintes statiquement admissibles. Une autre approche a été introduite par Babuska et Rheinboldt (Babuška & Rheinboldt, 1978a) qui consiste à utiliser les résidus déduits de l'équation d'équilibre du problème mécanique. Plus tard, Zienkiewicz et Zhu (Zienkiewicz & Zhu, 1987; Zienkiewicz & Zhu, 1992a; Zienkiewicz & Zhu, 1992b) ont développé un estimateur qui utilise une technique de projecteur de champs de contraintes.

Dans ce qui suit, les travaux de Ladeveze et Pelle (Ladevèze & Pelle, 2005) sont utilisés pour l'introduction des différentes approches. Une attention particulière sera faite sur le problème de la discrétisation spatiale, puisque nous nous intéressons dans ce chapitre à l'adaptation spatiale du maillage (raffinement/déraffinement).

III.3.2.2 Techniques d'estimation d'erreur a posteriori

On se focalise ici sur un problème en élasticité linéaire à partir duquel la majorité des estimateurs d'erreur suivants ont été développés.

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{div} \sigma + f = 0 & \text{sur } \Omega \end{array} \right. \quad (\text{III.11})$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} \Gamma = \sigma \cdot n = \Gamma^0 & \text{sur } \partial_{\Gamma} \Omega \end{array} \right. \quad (\text{III.12})$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} u = u^0 & \text{sur } \partial_u \Omega \end{array} \right. \quad (\text{III.13})$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} \sigma = C \cdot \varepsilon & \text{sur } \Omega \end{array} \right. \quad (\text{III.14})$$

Avec f les forces volumiques, Γ^0 et u^0 sont respectivement les efforts et les déplacements imposés sur les frontières $\partial_{\Gamma} \Omega$ et $\partial_u \Omega$, n est la normale sortante et C le tenseur de la loi de Hooke.

Estimateurs d'erreurs en relation de comportement

Le concept d'erreur en relation de comportement a été présenté pour la première fois dans les années 70 par Ladevèze (Ladevèze, 1975). Par la suite, cette méthode a été étendue à plusieurs types de problèmes 2D en élasticité linéaire (Coorevits, et al., 1995), en élastoplasticité (Gallimard, et al., 1996), en plasticité (Ladevèze & Moës, 1999; Gallimard, et al., 2000) et aux cas en élasticité 3D (Florentin, et al., 2002). Sachant que le champ de déplacement obtenu par la méthode des éléments finis est cinématiquement admissible et que le champ de contrainte n'est pas statiquement admissible (régularité du champ des contraintes), l'idée principale des estimateurs basés sur la loi de comportement est de construire une nouvelle solution (u_{CA}, σ_{SA}) qui est à la fois cinématiquement admissible (CA) en déplacement et statiquement admissible (SA) en contrainte. Cette nouvelle solution vérifie alors l'équation d'équilibre (Éq. III-11) et les conditions aux limites (Éq. III-12, III-13). Cependant, elle n'a aucune raison de vérifier la loi de comportement du matériau Éq. III-14 (sauf si elle est la solution exacte). L'erreur peut être alors estimée par une simple comparaison entre cette nouvelle relation de comportement et celle retenue pour le matériau. Par exemple, pour un problème d'élasticité linéaire, les quantifications des erreurs en relation de comportements globaux et locaux s'écrivent selon la norme énergétique respectivement par :

$$\|\sigma_{SA} - C\varepsilon(U_{CA})\| = \left(\int_{\Omega} (\sigma_{SA} - \sigma_h) : C^{-1} : (\sigma_{SA} - \sigma_h) \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.15})$$

$$\|\sigma_{SA}^{el} - C\varepsilon(U_{CA}^{el})\| = \left(\int_{\Omega^{el}} (\sigma_{SA}^{el} - \sigma_h^{el}) : C^{-1} : (\sigma_{SA}^{el} - \sigma_h^{el}) \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.16})$$

La principale difficulté de ce type d'estimateur réside dans la construction d'un champ de contraintes statiquement admissible en tous points. Cette construction est faisable par la technique d'équilibre par élément (EET) (Ladevèze, et al., 1991; Ladevèze & Pelle, 2005) la technique d'équilibrage par patch d'éléments SPET (Machiels, et al., 2000; Pares, et al., 2006) ou la technique d'équilibrage par éléments et patch d'éléments (Ladevèze, et al., 2010).

Estimateurs d'erreurs basés sur les résidus d'équilibre

L'idée de base développée par Babuška et Rheinboldt (Babuška & Rheinboldt, 1978a; Babuška & Rheinboldt, 1978b) repose sur le fait que le champ de contrainte obtenu par la méthode des éléments finis ne vérifie pas localement l'équation d'équilibre du problème mécanique (Éq. III-17). En se basant sur le calcul du résidu d'équilibre r_h , trois types de défauts d'équilibre peuvent être distingués:

- La non-vérification de l'équation d'équilibre :

$$\text{div}\sigma_h + f = r_h \quad \text{sur } \Omega; \|r_h\| \neq 0 \quad (\text{III.17})$$

- La non-vérification des conditions aux limites :

$$\sigma \cdot n - \Gamma \neq 0 \quad \text{sur } \partial\Gamma\Omega \quad (\text{III.18})$$

- Les sauts de contrainte aux interfaces (figure III-14) :

$$[\sigma_h \cdot n^\Gamma]_{el1} - [\sigma_h \cdot n^\Gamma]_{el2} = J^\Gamma \quad \text{sur } \partial\Gamma\Omega; \|J^\Gamma\| \neq 0 \quad (\text{III.19})$$

Où J^Γ : est le saut du vecteur dans la direction normale $[n^\Gamma]_{el1}$ associée à la face Γ .

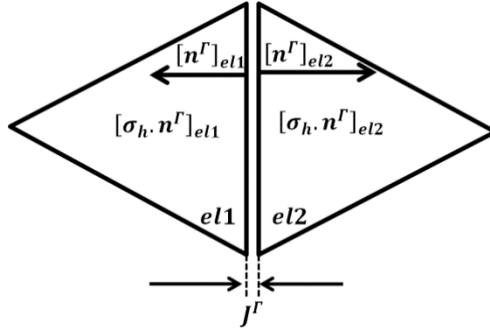


Figure III-14 : Interface entre deux éléments (el1 et el2) en 2D (Boussetta, 2005)

Ainsi, les estimations d'erreurs sur le résidu d'équilibre se composent de deux parties : une première partie décrivant le défaut d'équilibre, et une deuxième, correspondante à la discontinuité des contraintes aux interfaces des éléments.

Avec cette approche on distingue deux types d'estimation : explicite et implicite. Les estimateurs explicites utilisent directement l'équation de résidu pour donner une estimation globale de l'erreur de discrétisation. Donc, ils ne peuvent être utilisés que pour raffiner globalement le maillage. Alors que les estimateurs implicites permettent d'obtenir des estimations locales de l'erreur en résolvant les problèmes locaux élément par élément ou par patch d'éléments. Différentes versions ont été proposées par Babuska et Miller (Babuška & Miller, 1987).

Estimateurs d'erreurs basés sur le lissage des contraintes

Il s'agit d'une technique relativement simple, aussi bien dans sa théorie que dans sa mise en pratique. Elle consiste à construire une solution continue en contrainte (ou autre : déformation plastique accumulée, endommagement, variable interne, etc..) à partir de celle obtenue par la méthode des EF (qui présente des discontinuités sur les interfaces entre les éléments). Cette nouvelle solution lissée est censée être une meilleure approximation de la solution exacte du problème. En général, pour chercher cette solution on utilise les fonctions de forme EF qui permettent d'obtenir une approximation d'un degré supérieur des champs définis aux points de Gauss. Cette approche consiste donc à chercher des valeurs aux nœuds sur la solution lissée en projetant le champ d'ordre inférieur défini aux points de Gauss. Ainsi, la clé de ce type d'estimateur est la précision de la construction des contraintes nodales, notée $\tilde{\sigma}_k$. Ce dernier est déterminé à travers une étape d'extrapolation des variables des points de Gauss vers les nœuds du maillage initial. Pour cela, les différents techniques de transfert indirect développées dans le chapitre précédent Avg (Éq. II-17), SPR (Éq. II-18), SPRP (Éq. II-27), et SPR-amélioré (Éq. II-34) seront réinvesties, Par conséquent, le champ aux points de Gauss est défini par:

$$\tilde{\sigma}_h^{el} = \sum_{i \in el} N_i \tilde{\sigma}_k^i \quad (\text{III.20})$$

avec N_i fonction de forme EF et $\tilde{\sigma}_k^i$ la contraintes nodales au nœud i d'élément el .

Toutefois pour l'estimation de la qualité du calcul en termes de pourcentage d'énergétique d'erreur, il est préférable d'écrire l'erreur de chaque élément à partir de la différence entre les champs solutions exactes ($\varepsilon^{el}, \sigma^{el}$) et ceux obtenus par la méthode des EF ($\varepsilon_h^{el}, \sigma_h^{el}$). Cependant, la solution exacte n'est pas connue a priori, c'est pourquoi il est nécessaire de

calculer une approximation de celle-ci à partir de la solution EF qui sera notée pas $(\tilde{\varepsilon}_h^{el}, \tilde{\sigma}_h^{el})$. Dans ce cas l'indice d'efficacité global s'écrit de la manière suivante:

$$\tilde{\theta}_{el} = \tilde{\sigma}_h^{el} - \sigma_h^{el}; \|\tilde{\theta}_{el}\| = \left(\int_{\Omega^{el}} (\tilde{\sigma}_h^{el} - \sigma_h^{el}) : (\tilde{\varepsilon}_h^{el} - \varepsilon_h^{el}) \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.21})$$

$$\eta = 100 \frac{\|\tilde{\theta}\|}{\|E\|}; \|\tilde{\theta}\| = \left(\sum_{el \in \Omega} (\tilde{\theta}_{el})^2 \right)^{1/2} \quad (\text{III.22})$$

Où E désigne l'énergie de la structure associée à la contrainte lissée :

$$\text{avec :} \quad E = \left(\int_{\Omega} \tilde{\sigma}_h : C^{-1} : \tilde{\sigma}_h \cdot d\omega \right)^{1/2} \quad (\text{III.23})$$

Choix d'une technique d'adaptation du maillage

Les trois types d'estimateurs d'erreurs présentés précédemment sont les techniques les plus étudiés dans la littérature, en particulier pour les problèmes non-linéaires. Les avantages et inconvénients de chacune de ces techniques sont présentés dans ce chapitre.

L'estimateur d'erreur basé sur le concept d'erreur en relation de comportement semble très séduisant. Son principe est de construire des champs admissibles qui ne dépendent pas du comportement du matériau. Il peut être généralisé sur de nombreuses lois de comportement (Coorevits, et al., 1995; Ladevèze & Moës, 1999; Gallimard, et al., 2000; Ladevèze, et al., 2010). Néanmoins, sa mise en œuvre sur un problème de grande dimension est à la fois compliquée et coûteuse en termes de temps de calcul. Par exemple, en élasticité 3D avec 15 000 degrés de liberté, Marin (Marin, 1991) estime que le coût pour le calcul d'erreur est de l'ordre de 25% du temps CPU, ce qui est relativement important.

L'estimateur d'erreur basé sur le calcul du résidu d'équilibre proposé par Babuška et Rheinboldt (Babuška & Rheinboldt, 1978a) est mathématiquement rigoureux. Néanmoins, son extension aux problèmes non-linéaires n'est pas évidente. En effet, l'efficacité de ce type d'estimateur dépend de la régularité de la solution exacte, de la topologie du maillage et de la distorsion des éléments, ce qui le rend moins adapté aux problèmes en grandes déformations. La méthode développée par Ainsworth et Oden (Ainsworth & Oden, 1992) fait intervenir des paramètres dont la détermination n'est pas triviale. Cette approche est donc peu appliquée dans les codes commerciaux éléments finis, mais reste encore largement étudiée.

L'estimateur d'erreur basé sur le lissage des contraintes est l'estimateur le plus répandu dans le contexte de problèmes linéaires et non-linéaires. Il a été étendu aux différents types de problèmes en élasticité linéaire 2D (Zienkiewicz & Zhu, 1987; Zienkiewicz & Zhu, 1992b) non-linéaires en viscoplasticité (Zienkiewicz, et al., 1988; Dyduch, 1996) ainsi qu'aux problèmes 3D en élasticité linéaire (Dufeu, 1997; Boussetta & Fourment, 2003) et plus récemment pour les problèmes 3D en viscoplasticité incompressible (Boussetta & Fourment, 2004). Dans (Ladevèze & Rougeot, 1997), une étude comparative entre différentes techniques d'estimateur d'erreur montre que l'estimateur d'erreur basé sur le lissage des contraintes SPR est un bon compromis entre efficacité (plus grande efficacité que les estimateurs d'erreur basés sur le calcul du résidu d'équilibre) et coût de calcul (temps CPU et espace mémoire faibles par rapport à l'estimateur d'erreur en relation de comportement). Néanmoins, il est évident que les mesures basées sur le lissage des contraintes ne donnent qu'une grandeur de l'estimation de l'erreur, mais cette

estimation d'erreur est suffisante pour l'adaptation du maillage. D'ailleurs, une mesure exacte de l'erreur serait trop coûteuse pour pouvoir être intégrée à un processus d'adaptivité (Feld-Payet, 2010).

L'estimateur d'erreur basé sur le lissage des contraintes sera utilisé dans le cadre de ce travail. Cependant, il est important de noter que la robustesse d'un tel estimateur dépend de la précision de la méthode utilisée pour le calcul des contraintes nodales. Dans ce qui suit, nous allons comparer et mettre en œuvre les principales techniques de recouvrement locales développées dans la section II.3.1.

III.3.2.3 Stratégie d'adaptation

Après avoir estimé l'erreur locale de chaque élément, la problématique est de décider comment les éléments du maillage doivent être raffinés ou déraffinés. Pour répondre à cette question, une relation entre erreur locale de chaque élément et sa taille est nécessaire.

Stratégie d'adaptation pour une erreur uniforme imposée θ^{imp}

Par définition, la stratégie d'adaptation pour une erreur uniforme imposée θ^{imp} considère que le maillage est optimal si l'erreur est uniformément répartie. La taille optimale de chaque élément est donc déterminée pour avoir une répartition uniforme des erreurs de discrétisation.

Selon le théorème de convergence des éléments finis, l'estimation d'erreur locale d'élément $\tilde{\theta}_{el}$ est directement liée à sa longueur caractéristique h_{el} et à son taux de convergence p . Dans un cas tridimensionnel et pour les éléments tétraédriques linéaires, p est égal à 1 (Ladevèze & Pelle, 2005).

$$\tilde{\theta}_{el} = O(h_{el}^p) \quad (III.24)$$

En supposant que le taux de convergence de la méthode des éléments finis est uniforme dans tout le domaine Ω , alors le rapport de taille peut être calculé sur chaque élément du maillage par :

$$\frac{\theta_{el}^{opt}}{\tilde{\theta}_{el}} = \left(\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} \right)^p \quad (III.25)$$

Où h_{el} et h_{el}^{opt} désignent respectivement la taille caractéristique actuelle de l'élément el et la taille caractéristique optimale du nouvel élément. $\tilde{\theta}_{el}$ et θ_{el}^{opt} représentent respectivement l'erreur prédite et l'erreur ciblée de l'élément el sur le maillage actuel.

$$\tilde{\theta} = \left(\sum_{el \in \Omega} (\tilde{\theta}_{el})^2 \right)^{1/2} \quad (III.26)$$

$$\theta^{imp} = \left(\sum_{el \in \Omega} (\theta_{el}^{opt})^2 \right)^{1/2} \quad (III.27)$$

Dans un cas tridimensionnel, le nombre optimal d'éléments est donné par :

$$n_{elt}^{opt} = \sum_{el \in \Omega} \left(\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} \right)^{-d} \quad (III.28)$$

Où d est le nombre de degrés de liberté. L'état optimum du maillage attendu conduit à uniformiser l'erreur θ^{uni} sur les nouveaux éléments, ce qui donne :

$$(\theta_{el}^{opt})^2 = (\theta^{uni})^2 \left(\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} \right)^{-d} \quad (III.29)$$

À partir des équations (III.27) et (III.29) l'erreur cible θ^{uni} imposé par l'utilisateur est donnée par :

$$(\theta^{inp})^2 = (\theta^{uni})^2 \sum_{el \in \Omega} \left(\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} \right)^{-d} \quad (III.30)$$

Ensuite, un nouveau coefficient de modification de taille peut être calculé à partir des équations (III.25) et (III.29).

$$\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} = \left(\frac{\theta^{uni}}{\tilde{\theta}_{el}} \right)^{2/(2p+d)} \quad (III.31)$$

L'expression finale du coefficient de redimensionnement d'éléments peut donc s'exprimer en fonction de l'erreur estimée, l'erreur cible, le nombre de degrés de liberté et du taux de convergence :

$$\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} = \frac{(\theta^{inp})^{1/p}}{(\tilde{\theta}_{el})^{2/(2p+d)} \left(\sum_{el} n_{elt} (\tilde{\theta}_{el})^{2d/(2p+d)} \right)^{1/2p}} \quad (III.32)$$

Stratégie d'adaptation pour un nombre d'éléments imposé

Par définition, la stratégie d'adaptation pour un nombre d'éléments imposée n_{elt}^{imp} conduit naturellement à minimiser les coûts de calcul. Elle vise à déterminer la taille optimale de chaque élément qui minimise le nombre d'éléments tout en maximisant l'efficacité du calcul. Le problème se ramène alors, selon Boussetta (Boussetta, 2005) à :

$$\frac{h_{el}^{opt}}{h_{el}} = \frac{(n_{elt}^{imp})^{-1/d} \left(\sum_{el} n_{elt} (\tilde{\theta}_{el})^{2d/(2p+d)} \right)^{1/d}}{(\tilde{\theta}_{el})^{2/(2p+d)}} \quad (III.33)$$

Il existe également d'autres stratégies d'optimisation qui visent à contrôler la taille du problème étudié. Elles cherchent à atteindre une précision maximale pour une taille mémoire fixe ou d'un temps de calcul CPU donné (Coorevits & Bellenger, 2004).

Choix d'une stratégie d'adaptation du maillage

En conclusion, la stratégie fondée sur la répartition uniforme de la précision locale permet de construire un maillage optimal sans limiter le nombre total d'éléments. En revanche, la stratégie fondée sur le nombre d'éléments imposé cherche à optimiser le maillage sous la contrainte d'un

certain nombre de degrés de liberté prédéfini. On peut se référer à (Ladevèze & Pelle, 2005) pour plus de détails. Boussetta et Fourment (Boussetta & Fourment, 2004) ont utilisé une combinaison des deux stratégies. Ils ont adopté la première stratégie pour optimiser le maillage initial. Puis, si le nombre d'éléments dépasse le nombre maximal souhaité, une nouvelle carte de taille sera établie avec la deuxième stratégie. Une comparaison entre ces deux critères est présentée par Díez et Huerta (Díez & Huerta, 1999). Ils montrent que les deux stratégies offrent des résultats satisfaisants. Cependant, l'avantage de la première stratégie par rapport à la deuxième est de toujours fournir des maillages avec moins d'éléments et une bonne précision locale. Pour notre problématique, en usinage, une répartition uniforme de l'erreur spécifique aura tendance à concentrer plus d'éléments dans les zones à forts gradients (qui sont généralement localisées au niveau de bandes de cisaillement). Pour toutes ces raisons, la stratégie d'adaptation de taille retenue sera donc celle qui minimise le coût de calcul en conduisant à une répartition uniforme de la précision demandée.

III.4 Construction d'un nouveau maillage

Afin de créer un maillage optimal, le générateur de maillage tétraédrique MeshGems (MeshGems, 2016) est choisi. Les données d'entrées sont une carte de tailles spécifiques pour chaque sommet du domaine initial à remailler et une discrétisation spatiale de ce domaine. Chacune de ces entrées est détaillée dans cette partie.

III.4.1 Définition de la carte de tailles optimales

Intersection des mesures

Le premier échelon peut être défini à partir des valeurs d'un ou de plusieurs champs mécaniques. Dans notre cas, deux cartes sont combinées : la première est directement liée à l'endommagement alors que la deuxième est basée sur la réduction d'erreur. Une nouvelle carte de tailles de maille est alors construite pour chaque élément. La taille la plus faible des deux cartes sera retenue pour l'élément. Il est alors possible d'obtenir une nouvelle carte de tailles d'éléments qui garantit la bonne qualité du calcul suivant plusieurs critères. Dans notre cas, une troisième carte de tailles géométriques basée sur l'analyse des courbures locales sera calculée par le mailleur pour décrire au mieux les singularités géométriques. Autrement dit, la carte des grandeurs physiques ne sera prise en compte que si elle est plus petite que la carte de taille géométrique calculée par MeshGems.

Calcul des valeurs aux nœuds

Par la suite, une carte de taille optimale pour chaque nœud h_i^{opt} du maillage initial peut facilement être construit à partir de la taille optimale des mailles $h_{el \in \Omega_i}^{opt}$. Dans ce cas, il est possible de définir, pour chaque sommet i , la longueur moyenne sur les n_{el} éléments du patch élémentaire Ω_i qui ont le nœud i en commun :

$$h_i^{opt} = \frac{1}{n_{el}} \sum_{el \in \Omega_i} h_{el}^{opt} \quad (\text{III.34})$$

En pratique, il est préférable d'éviter les variations trop rapides de tailles d'éléments entre deux itérations successives. Une tolérance doit alors être imposée sur la future taille permise pour chaque nœud. Pour ce faire, le facteur de dimensionnement γ (entre la présente taille h_i^{old} et sa future h_i^{opt}) est utilisé. Il permet qu'un nœud i a une nouvelle taille comprise dans l'intervalle :

$$1/\gamma \cdot h_i^{old} < h_i^{opt} < \gamma \cdot h_i^{old} \quad (\text{III.35})$$

De plus, pour prévenir la création d'éléments de longueurs trop petites ou trop grandes respectivement dans le cas où l'erreur estimée soit infinie ou égale à zéro, un bornage de la taille de l'élément est imposé :

$$h^{min} < h_i^{opt} < h^{max} \quad (\text{III.36})$$

Avec h^{min} et h^{max} la taille minimale et maximale des éléments.

Cependant, il peut se produire qu'un maillage comporte des gradients très importants en termes de tailles d'éléments. Dans ce cas, des mailles de tailles importantes sont juxtaposées à des mailles de faibles tailles, ce qui conduit à une mauvaise qualité de forme des éléments (figure III-15). La qualité géométrique des éléments est très importante, car elle influe fortement sur la convergence de la solution EF. Par exemple Zienkiewicz et Taylor ([Zienkiewicz & Taylor, 1987](#)) ont comparé deux maillages avec un même nombre de degrés de liberté dont l'un contient des éléments de bonne qualité et l'autre des éléments de mauvaise qualité. Ils ont montré que l'utilisation du maillage de bonne qualité donne de bien meilleurs résultats. Afin d'améliorer la qualité du maillage, nous avons défini, pour chaque nœud i , la longueur moyenne sur les n_i nœuds du patch élémentaire Ω_i qui ont ce nœud en commun, la relation suivante :

$$h_i^{opt} = \frac{1}{n_i} \sum_{i \in \Omega_i} h_i^{opt} \quad (\text{III.37})$$

Une fois que tous ces critères sont vérifiés, le nouveau maillage est alors créé.

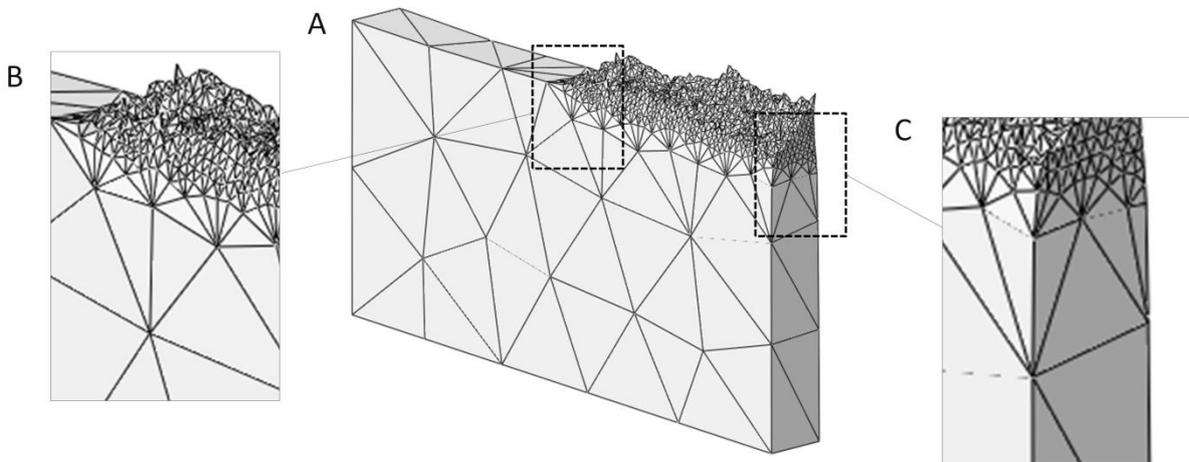


Figure III-15 : Distorsion importante du maillage (a) et vue de détail en (b et c). Des éléments de grandes tailles juxtaposés à des éléments de faibles tailles

III.4.2 Définition de la géométrie du domaine

Pour la construction du nouveau maillage, la définition de la géométrie du domaine peut être simple ou complexe. Simple dans les cas où la frontière du domaine est fixe et peut être définie d'une manière explicite. Complexe lorsque la géométrie du domaine est variable et ne peut pas être définie d'une manière explicite. La simulation numérique de nombreux procédés de mise en forme par la méthode des EF conduit à une déformation tridimensionnelle complexe de la géométrie initiale. Cette modification spatiale du maillage initiale sera amplifiée dans le cas de la suppression d'éléments totalement endommagés. La première chose à définir est alors le contour externe du domaine. Ce contour doit être fermé et sans chevauchement d'éléments. L'approche adoptée pour la création de ce contour consiste à construire une topologie initiale à partir d'une discrétisation de la frontière du domaine et l'ensemble de connectivités d'éléments qui s'y rattachent. En fait, cette tâche consiste à regrouper l'ensemble des faces extérieures du maillage initial tel que chaque surface sélectionnée ne doit appartenir qu'à un seul élément à la fois. Le résultat de la détermination de ces surfaces est représenté dans la figure III-16.

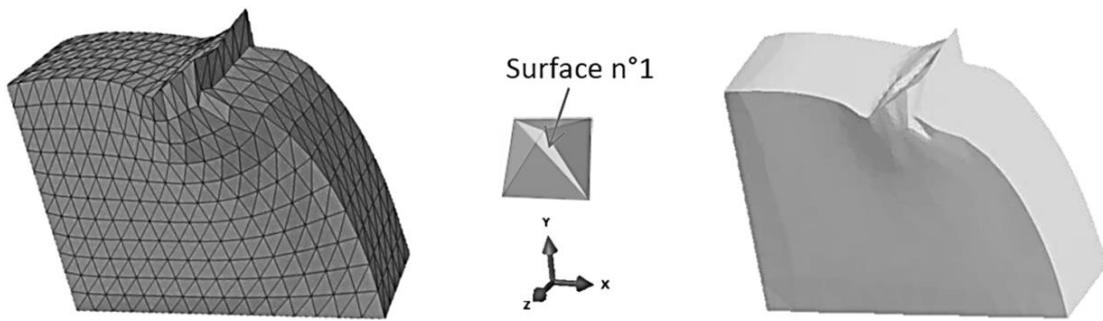


Figure III-16 : Création du modèle géométrique

Par exemple, la surface n°1 est considérée à l'intérieure si et seulement si elle est en contact avec un autre élément, sinon elle est considérée à l'extérieure. Ce principe permet d'avoir une conservation parfaite du volume initial même dans des cas très complexes.

III.4.3 Qualité des éléments

Dans le cadre de la mise en forme avec ou sans enlèvement de la matière, certains éléments peuvent devenir extrêmement déformés, ce qui engendre une instabilité numérique et une perte de précision des résultats obtenus. Pour juger de la nécessité d'une étape de remaillage, il est intéressant, d'un point de vue qualitatif, de discriminer les éléments de mauvaise qualité (figure III-17). Dans cette figure seulement le premier tétraèdre est de bonne qualité.

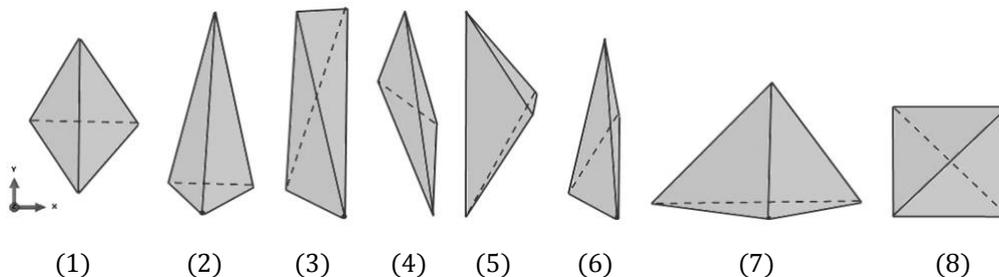


Figure III-17 : Les huit exemples de classification des tétraèdres

Dans ce travail et similaire à la documentation d'Abaqus (Abaqus, 2013), un élément est considéré comme distordu si l'un de ses angles dièdres (angles entre deux faces) est supérieur à 160° ou inférieur à 10° , ou si le rapport qualité d'élément (le ratio entre le volume du tétraèdre initial et le volume du tétraèdre régulier enregistré dans la même sphère circonscrite, figure III-18) est inférieur à 0,2.

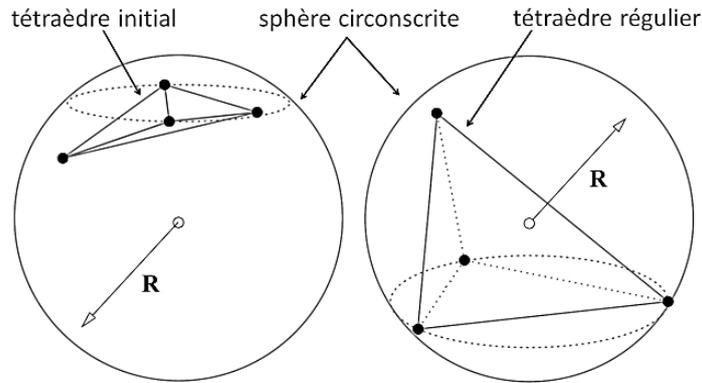


Figure III-18 : le ratio entre le volume du tétraèdre initial et le volume du tétraèdre régulier enregistré dans la même sphère circonscrite

III.4.4 Gestion du contact

En mise en forme, la prise en compte du contact entre pièce et outils est primordiale pour assurer la pertinence des résultats numériques. En effet, la géométrie finale de la pièce est intimement liée à la gestion du contact adoptée. Une des méthodes les plus utilisées en éléments finis est celle de pénalisation (Bourago & Kukudzhnov, 2005) et plus particulièrement dans la modélisation de procédés de formage (Maker & Xinhai, 2000) et de coupe (Courbon, 2011). Avec cette méthode, on distingue la gestion « nœud-nœud » et la gestion « nœud-surface ». Pour le premier cas, le contact est détecté en se basant sur un critère de distance entre les nœuds de chaque surface ce qui ne permet pas de traiter correctement le cas des grandes déformations. Alors que la deuxième méthode « nœud-surface » utilise une surface-maître qui sert de frontière en contraignant le déplacement des nœuds-esclaves. Ce type de contact consiste à empêcher les nœuds esclaves de pénétrer la surface maître. Cependant l'inverse est possible. Dans certains cas, une interpénétration importante d'un relief maître dans les éléments esclaves (figure III-19a) peut être observée.

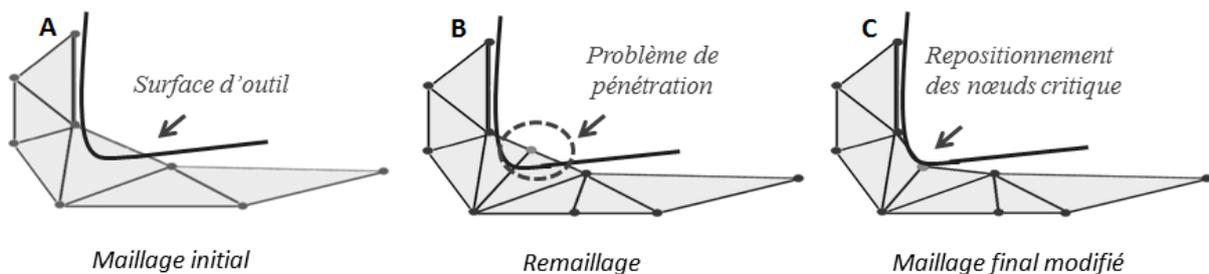


Figure III-19 : Amélioration de la robustesse du remaillage par la technique r-adaptatif

Cette interpénétration engendre une diminution non physique de la capacité de résistance des éléments esclaves en vis-à-vis des surfaces maître. En effet ces éléments sont fortement sollicités en traction et se dégradent beaucoup plus facilement qu'ils ne le devraient. Ceci a tendance à

sous-estimer la quantité réelle d'énergie transmise à la pièce et à favoriser l'obtention d'un copeau continu en usinage (Barge, 2005). De plus, à l'issue de l'étape de remaillage, il peut arriver d'avoir une pénétration des nœuds nouvellement créés à l'intérieur de l'outil rigide, comme l'illustre la figure III-19b.

Pour éviter cette pénétration lors du remaillage, la technique r-adaptative est utilisée. L'idée de cet algorithme est de projeter les nœuds pénétrants sur la surface de l'outil de façon à garder le contact avec le nouveau maillage (figure III-19c). À titre illustratif, une étude comparative sans et avec projection des nœuds est présentée dans la figure III-20, pour le cas d'un outil de coupe qui entre dans la matière (l'outil n'est pas visible sur la figure). La qualité du maillage en pointe d'outil et bien mieux maîtrisée, ce qui montre la robustesse de la technique de projection adoptée.

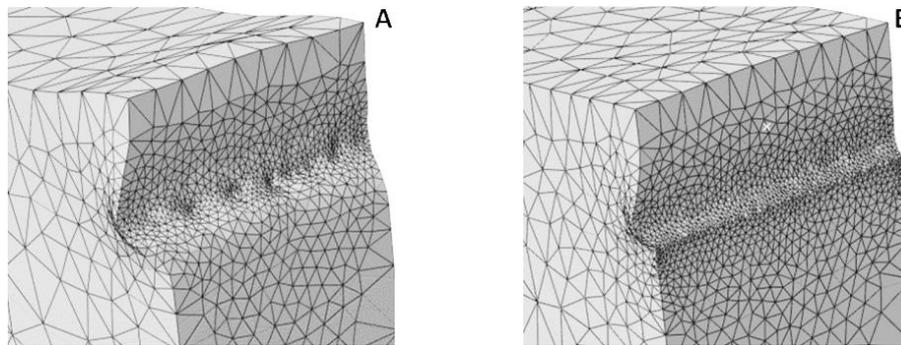


Figure III-20 : Qualité du maillage en pointe d'outil avec remaillage : (a) Calcul sans l'algorithme de projection des nœuds et (b) avec projection des nœuds

III.5 Vérification de l'optimalité du maillage

Le maillage "optimal", s'il existe, doit assurer une précision voisine de la précision désirée θ^{imp} en tous points de la structure, et limiter le nombre de degrés de liberté. La taille des mailles doit donc s'adapter à la géométrie de la pièce modélisée et aux sollicitations extérieures considérées. Cependant en pratique, la discrétisation spatiale de la pièce ne peut pas respecter parfaitement la carte de tailles cibles et ceci pour plusieurs raisons :

- La prédiction sur le calcul de la carte de tailles optimales du maillage suppose que les éléments de référence sont toujours réguliers (tétraèdre régulier).
- Le mailleur utilisé (MeshGems) ne respecte pas parfaitement la carte de tailles imposée par les estimateurs d'erreurs, et ceci plus particulièrement dans les zones à forte variation de tailles.

Pour juger la qualité du maillage construit par une succession d'itérations, des contrôles globaux et locaux doivent être utilisés. Le contrôle global est effectué pour calculer simplement l'erreur moyenne de la nouvelle discrétisation. Si cette erreur n'est pas proche de la précision souhaitée, il est certain que le maillage construit n'est pas optimal. Cependant, même si l'erreur globale est proche de celle souhaitée, cela n'implique pas que le nouveau maillage soit optimal. Il faut aussi un contrôle local. L'idée principale du contrôle local est de vérifier l'erreur pour chaque élément du domaine. En fait, si la taille d'un élément est optimale, la procédure d'adaptations successives doit donner un coefficient de modification de taille proche de 1. Selon

Ladevèze et Pelle (Ladevèze & Pelle, 2005), la taille d'un élément est satisfaisante dans tous les domaines où l'on a :

$$2/3 \leq R^e \leq 3/2 \quad \text{avec} \quad R^e = h^{\text{new}}/h^{\text{old}} \quad (\text{III.38})$$

Comme pour toute méthode d'adaptation du maillage, une génération successive est nécessaire pour obtenir une bonne discrétisation spatiale. Mais cette méthode peut s'avérer coûteuse, car le nombre idéal d'itérations nécessaire n'est pas connu a priori. Afin d'automatiser notre processus d'adaptation du maillage, le coefficient de modification de taille d'élément R^e sera utilisé. Le maillage sera considéré comme optimal si le pourcentage des éléments vérifiant l'équation (Éq. III-38) est supérieur à un pourcentage d'optimalité R^{opt} proposée par l'utilisateur. Cette précaution évite un nombre d'itérations trop important, ce qui est coûteux en termes de temps CPU.

III.6 Mise en œuvre de la procédure d'adaptation du maillage

Dans cette partie, l'efficacité de notre algorithme d'adaptation sera présentée à travers quelques exemples d'applications analytique et numérique. L'application analytique a pour objectif d'effectuer un choix de la technique d'adaptation la plus adéquate à notre étude. Dans toutes les applications, la génération du maillage optimal est basée sur le schéma itératif décrit dans la figure III-1. À chaque itération un nouveau maillage adapté approchant mieux la solution analytique (ou la solution éléments finis) est générée, et une vérification de son erreur estimée avec l'erreur ciblée est réalisé. Cette vérification constituera le critère de sortie de la boucle d'adaptation.

III.6.1 Choix du critère d'adaptation du maillage

III.6.1.1 Cas d'applications analytiques

Dans cette section, une fonction analytique $f_1(x, y, z)$ dont la solution exacte est connue a été utilisé sur un cube de dimension : $[2 \times 2 \times 2]$, (figure II-21). Les isovaleurs de chaque élément sont déterminées en fonction de la position de leurs centres (point de Gauss). L'objectif de cette fonction est de vérifier la sensibilité des estimateurs d'erreurs basés sur le lissage des contraintes (présentées dans le paragraphe III.3.2.2) à détecter la présence de forts gradients et de tester la capacité de la stratégie de remaillage adaptatif (présentées dans le paragraphe III.3.2) en présence de différents niveaux d'erreur imposée.

$$f_1(x, y, z) = 100 * \sqrt{\tanh(3(x - 0,3)^7 * (y - 0,3)^7 * (z - 1,3)^5) + 1}$$

$$\left[\begin{array}{l} x: [-1,1] \\ y: [-1,1] \\ z: [-1,1] \end{array} \right. \quad (\text{III.39})$$

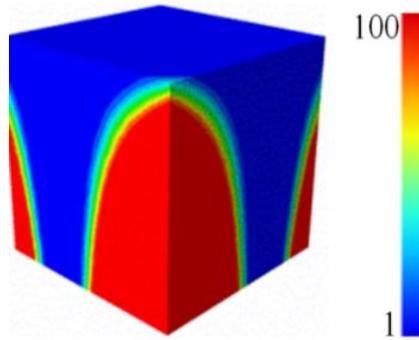


Figure III-21 : Isovaleurs de la fonction f_1 (solution exacte)

La figure III-21 présente les isovaleurs (solution exacte) de la fonction $f_1(x, y, z)$. Comme on le voit sur cette figure, les gradients de la fonction $f_1(x, y, z)$ sont très élevés localement (dans les zones vertes). Afin d'avoir une distribution homogène d'erreur, il est nécessaire de raffiner le maillage dans ces zones et le déraffiner dans les autres zones.

Ici, nous mesurons exactement l'erreur au point du Gauss, car la vraie solution est la solution analytique connue $f_1(x, y, z)$, ce qui donne:

$$\|e^\sigma\|_{el} = \|f_1 - f_h\|_{el} \quad (\text{III.40})$$

Avec f_h est une approximation de la solution analytique connue f_1 .

Toutefois, afin de pouvoir estimer l'erreur en chaque point de Gauss du maillage initial $\|e^\sigma\|_{el}$, nous allons considérer deux transferts. Le premier consiste à transférer les données connues aux points de Gauss du maillage initial sur les nœuds par l'intermédiaire des différents technique de transfert indirect développées dans le chapitre précédent Avg (Éq. II-17), SPR (Éq. II-18), SPRP (Éq. II-27), et SPR-amélioré (Éq. II-34). Le second est habituel et consiste le transfert « retour », c'est-à-dire que les valeurs calculées aux nœuds du maillage final sont de nouveau transférées, par les fonctions de forme EF (section II.2.2), aux points de Gauss du maillage initial. A travers ce principe et en chaque point de Gauss du maillage initial, nous avons donc deux valeurs : la donnée initiale f_1 et celle obtenue après un aller-retour f_h . Il est alors possible d'estimer : dans un premier temps, en chaque point de Gauss du maillage initial, la différence entre ces deux valeurs; dans un second temps, une nouvelle carte de taille sera créé à travers les Éqs III.32 à 37.

La figure III-22 affiche les résultats obtenus après cinq itérations de raffinement/déraffinement d'un maillage du domaine initial homogène et plutôt grossier. L'erreur cible dans le processus adaptatif est de 0,8%. Dans cette figure, chaque ligne correspond à une étape d'adaptation des mailles prenant le maillage dans la ligne précédente comme maillage initial. On remarque qu'après chaque itération, la densité d'éléments augmente ou diminue dans certaines zones afin de respecter l'erreur cible. De plus, la distribution gaussienne du nombre d'éléments en fonction du coefficient de modification de taille dans les histogrammes montre que la stratégie d'adaptation implémentée donne de bons résultats. En effet, une augmentation significative et rapide de la concentration des nombres d'éléments autour de l'erreur cible après chaque étape d'adaptation est observée.

La figure III-23a montre l'évolution du pourcentage d'idéalité du maillage au cours des itérations par les quatre critères d'adaptation investigués. Ces courbes montrent que le critère basé sur la méthode SPR améliorée (SPR- I_{1CL}) donne le meilleur résultat. En effet, pour ce critère une bonne stabilisation du pourcentage d'idéalité et du nombre d'éléments à partir de la

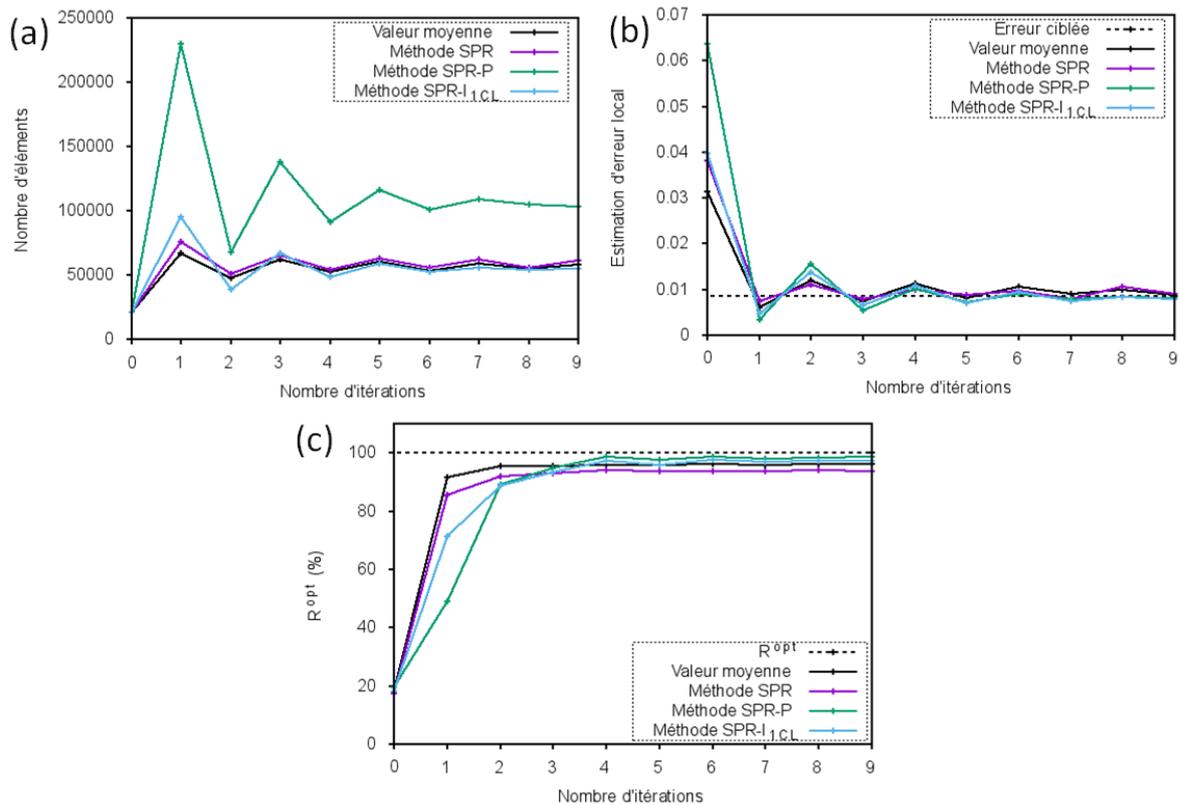


Figure III-23 : Comparaison entre les différents critères d'estimation d'erreur : (a) nombres d'éléments (b) erreur moyenne estimée et (c) coefficient d'idéalité

Par la suite, un maillage sera considéré comme optimal si le pourcentage de ces éléments qui vérifie un critère seuil d'idéalité est supérieur à un seuil prédéfini. Ce coefficient d'idéalité sera utilisé afin de définir le nombre idéal d'itérations spécifiques pour chaque problème EF. Ce qui rend l'opération d'adaptation du maillage totalement automatisée.

III.6.1.2 Cas d'application élément finis

La figure III-22 montre que les estimations d'erreurs dans les zones rouges sont faibles (gradients homogènes) ce qui implique un déraffinage du maillage dans ces zones. Cependant, ceci représente un inconvénient majeur pour les problèmes EF non homogènes, car dans ces zones le maillage doit être très fin pour bien modéliser les phénomènes locaux (endommagement, rupture, etc.). Afin de résoudre ce problème, l'estimateur d'erreur basé sur des critères physiques tels que l'endommagement de la section III.3.1 a été combiné avec un estimateur d'erreur a posteriori basé sur le lissage des contraintes (SPR-I_{1CL}). Le même algorithme adaptatif présenté dans la section III.1 a été appliqué ici. Dans ce processus adaptatif, la taille minimale des mailles h_{\min} et la taille maximale h_{\max} sont respectivement 0,1 mm et 1 mm. Le problème testé est un essai de traction sur une éprouvette entaillée identique à celui présenté dans la section III.3.1. La figure III-24 représente l'évolution de la discrétisation spatiale du maillage au cours des différentes itérations obtenue à partir d'un maillage grossier et un maillage fin, pour une erreur imposée $\theta^{inp} = 0,03\%$.

Dans les deux cas, les densités des maillages adaptés obtenus sont très proches. Ceci montre la robustesse de la méthode élaborée. En comparant avec les figures III-8 et III-12 qui ne tient

compte que des critères physiques lors de l'adaptation, l'efficacité de l'utilisation d'un critère basé sur la réduction d'erreur est clairement visible.

En ce qui concerne les cartes de tailles générées à chaque itération, nous remarquons un raffinement local dans les zones présentant une forte variation du champ d'endommagement (figure III-24).

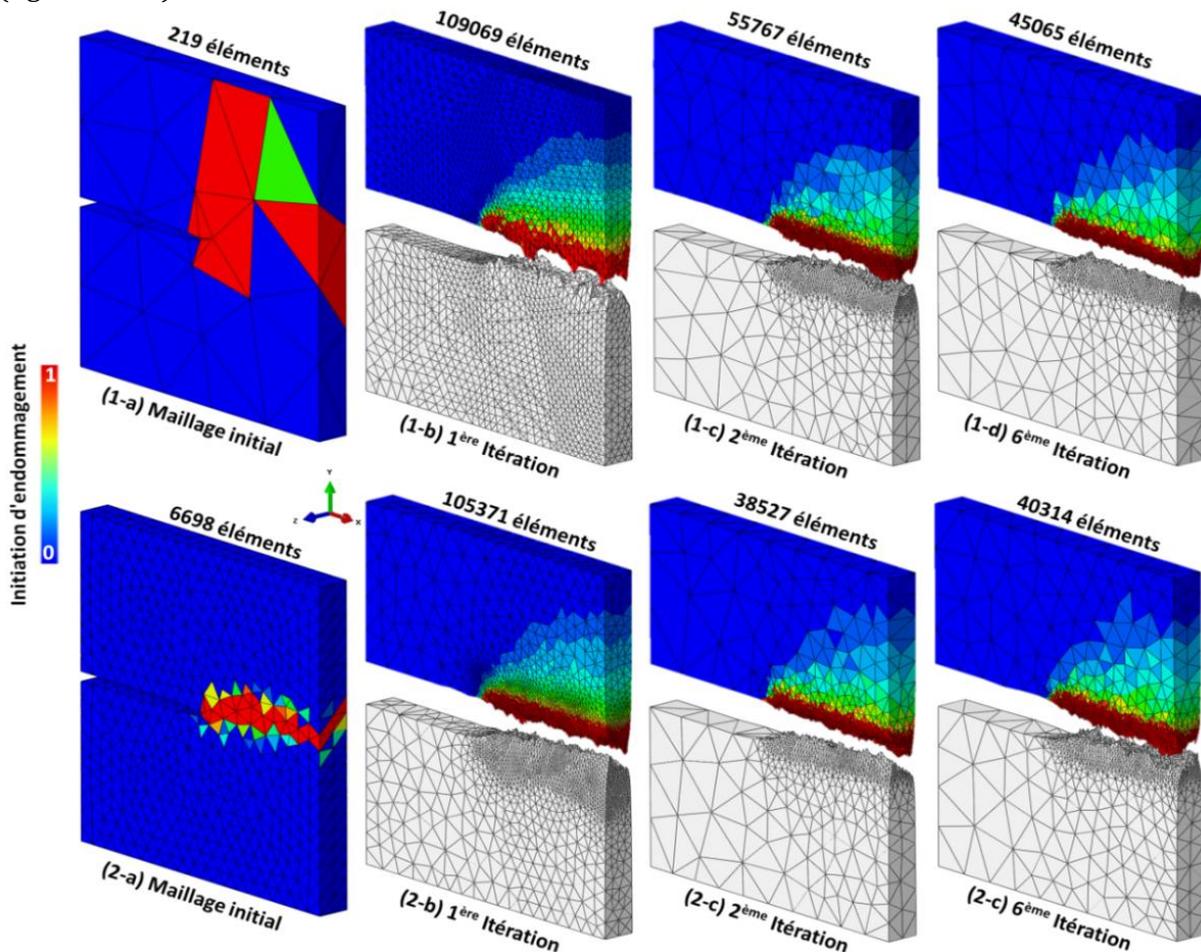


Figure III-24 : Évolution du maillage basé sur la variable d'endommagement et la réduction d'erreur à partir d'un maillage grossier (1) et un maillage fin (2). Précision imposée 0,03%

III.6.1.3 Synthèse sur le choix du critère d'adaptation du maillage

Dans cette synthèse l'ensemble des résultats EF réalisés dans les sections (III.3.1.2, et III.6.1.2) seront comparés en termes d'efforts et temps CPU.

La figure III-25 représente les courbes effort/déplacements pour les différents critères de remaillage présentée précédemment, tel que :

1. Test1 illustre la courbe obtenu pour le 1^{ère} critère basé sur l'endommagement pour un maillage fin (figure III-10, 1) ;
2. Test2 illustre la courbe obtenue pour le 2^{ème} critère basé sur l'endommagement pour un maillage grossier (figure III-10, 2) ;
3. Test3 illustre la courbe obtenue pour le 3^{ème} critère basé sur l'endommagement et déformation plastique cumulée pour un maillage fin (figure III-12, 1) ;

4. Test4 illustre la courbe obtenu pour le 4^{ème} critère basé sur l'endommagement et déformation plastique cumulée pour un maillage grossier (figure III-12, 2) ;
5. Test5 illustre la courbe obtenu pour le 5^{ème} critère basé sur l'endommagement et réduction d'erreur pour un maillage fin (figure III-24, 1) ;
6. Test6 illustre la courbe obtenu pour le 6^{ème} critère basé sur l'endommagement et réduction d'erreur pour un maillage grossier (figure III-24, 2).

D'après la figure III-25 et le tableau III-2, on constate que l'adaptation par un critère couplé d'endommagement et réduction d'erreur illustre une meilleure approximation de la solution EF par rapport à la solution de référence (discrétisation très fine). De plus, dans ce cas le nombre d'éléments est inférieur à celui produit par le critère de la déformation plastique, ce qui minimise le temps de calcul. C'est la méthode qui sera adoptée par la suite.

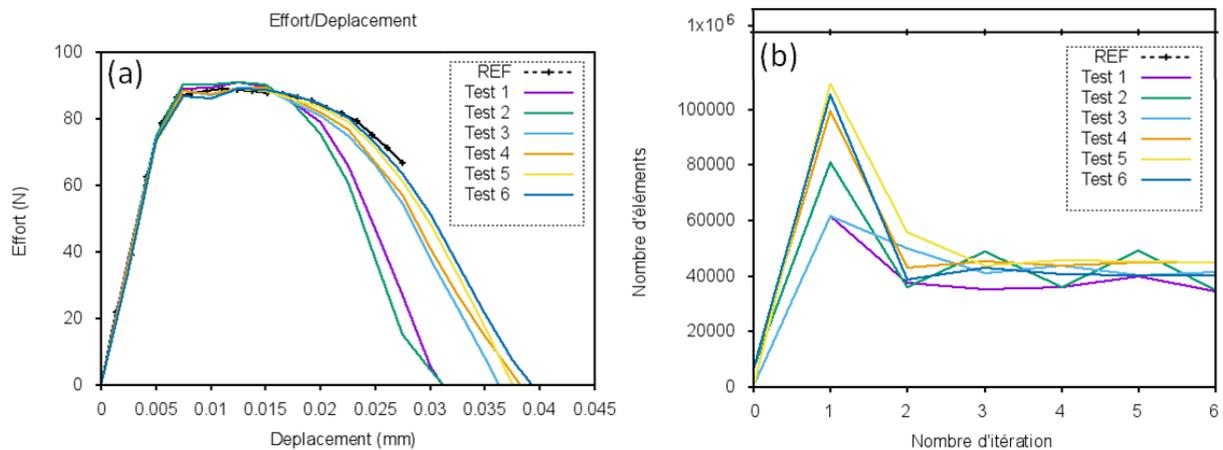


Figure III-25 : Comparaison entre les différents critères d'adaptation du maillage : (a) convergence de la solution EF (b) nombre d'éléments

Tableau III-2: Temps total de chaque calcul à la 6^{ème} itération avec les différents critères d'adaptation du maillage

Critère de remaillage	Maillage grossier Nelt = 219	Maillage fin Nelt = 6 698
Endommagement (figure III-10)	Test 1 : 145 min	Test 2 : 491 min
Endommagement et déformation plastique cumulée (figure III-12)	Test 3 : 194 min	Test 4 : 254 min
Endommagement et réduction d'erreur (figure III-24)	Test 5 : 183 min	Test 6 : 173 min

III.6.2 Effet d'erreur imposée sur la convergence de la solution EF

Afin d'illustrer l'influence de l'erreur imposée sur la convergence de la solution EF, trois erreurs ciblées de 0,3%, 0,03% et 0,01% ont été utilisées dans le processus adaptatif avec le critère d'estimation d'erreur basée sur l'endommagement et la réduction d'erreur à travers la méthode SPR-améliorée. Toutes les analyses numériques adaptatives sont réalisées avec une configuration initiale identique (maillage fin, figure III-8). Les résultats obtenus sont comparés à ceux du maillage de référence. Les figures III-26, III-27 et III-28 présentent respectivement les

différentes discrétisations spatiales du maillage, les efforts en fonction du déplacement et le temps CPU pour les différents seuils d'erreur imposés.

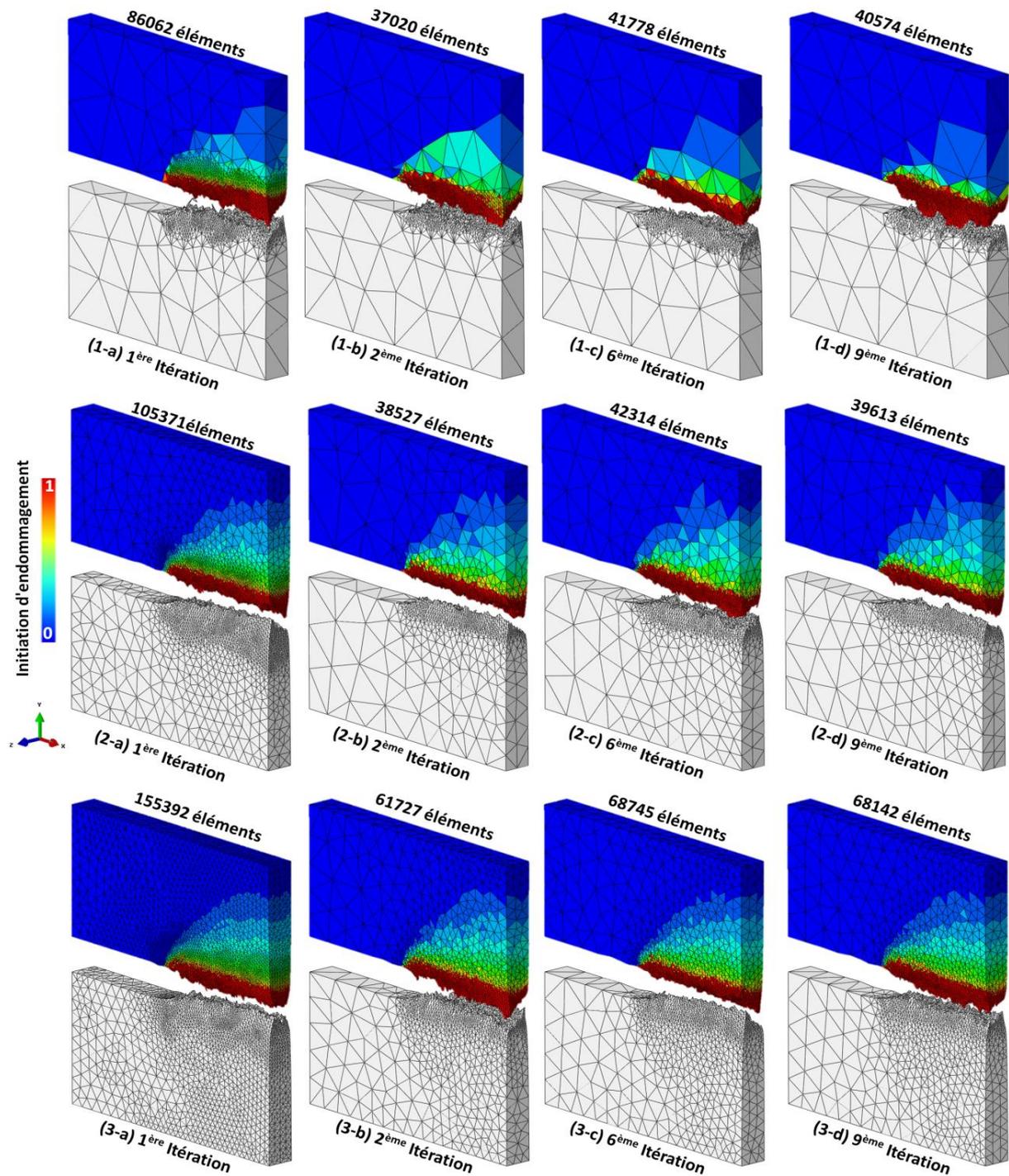


Figure III-26 : Effet de la précision imposée sur la densité du maillage. (1) 0,3%, (2) 0,03% et (3) 0,01%

À travers ces trois figures, on peut constater que les différents seuils d'erreur imposés permettent de faire varier le nombre d'éléments, leur taille, le temps du calcul et la convergence de la simulation EF. En effet, avec une erreur imposée très faible les résultats montrent une bonne convergence de la solution EF. Cependant, elle nécessite un coût du calcul supplémentaire.

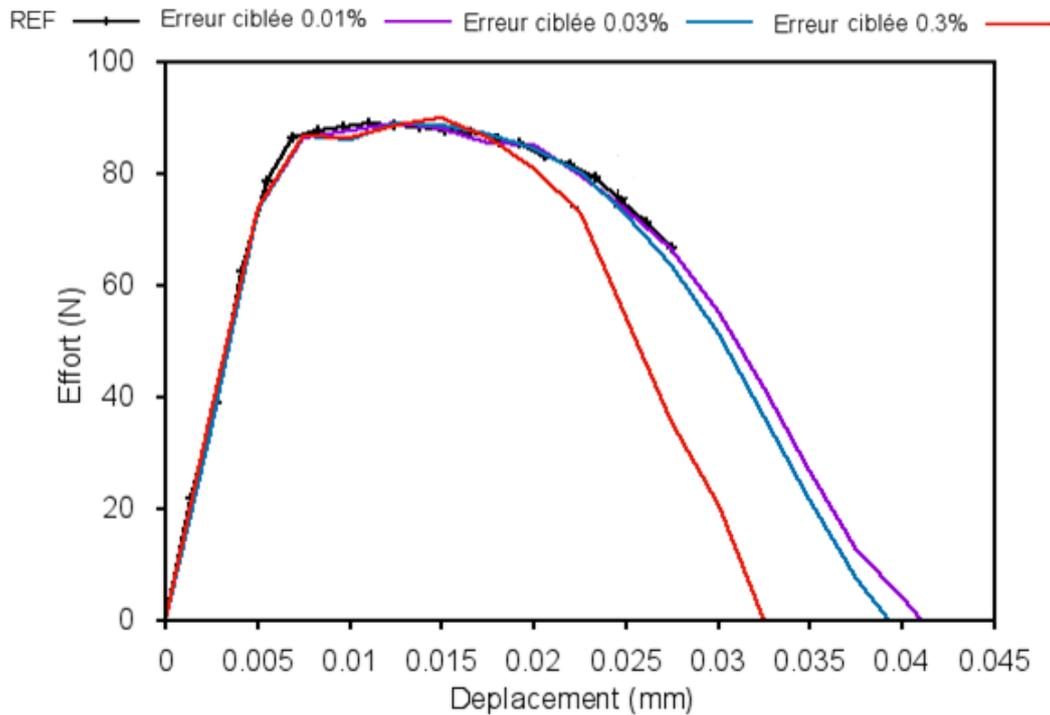


Figure III-27 : Effet de la précision imposée sur la convergence de la solution EF

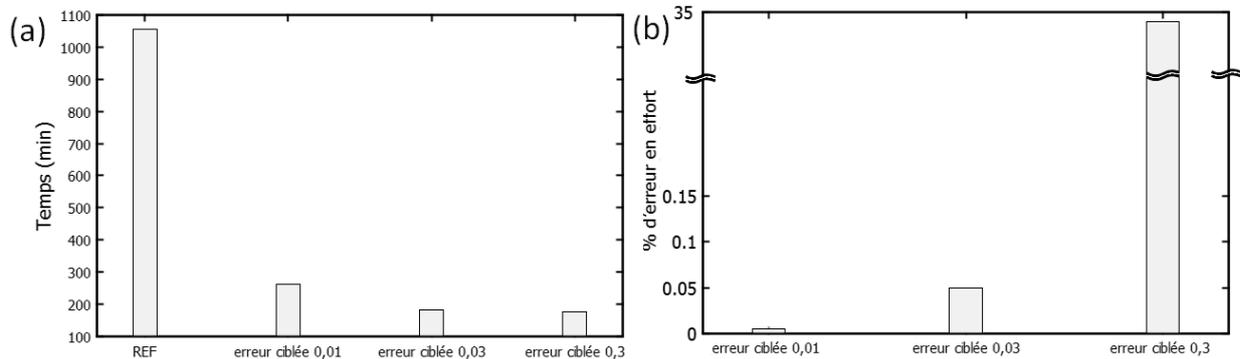


Figure III-28 : Effet de la précision imposée sur :(a) le temps CPU et(b) du % d'erreur en effort pour un déplacement de 0,027 mm

III.6.3 Effet de la fréquence d'adaptation sur la convergence de la solution EF

L'effet de la fréquence d'adaptation sur la convergence de la solution EF est présenté dans la figure III-29. Ici, tous les essais ont été réalisés avec le maillage de départ possède initialement 6 698 éléments. Le principe consiste à réaliser plusieurs essais de traction avec différents déplacements imposés mais avec la même erreur cible (0,03%). La figure III-29 compare visuellement la discrétisation spatiale du maillage à la sixième itération pour quatre déplacements différents. Les résultats illustrent bien l'évolution du nombre d'éléments final après chaque essai. Les courbes effort/déplacement en traction et les pourcentages d'erreurs moyennes sont présentés respectivement dans la figure III-30 et le tableau III-3.

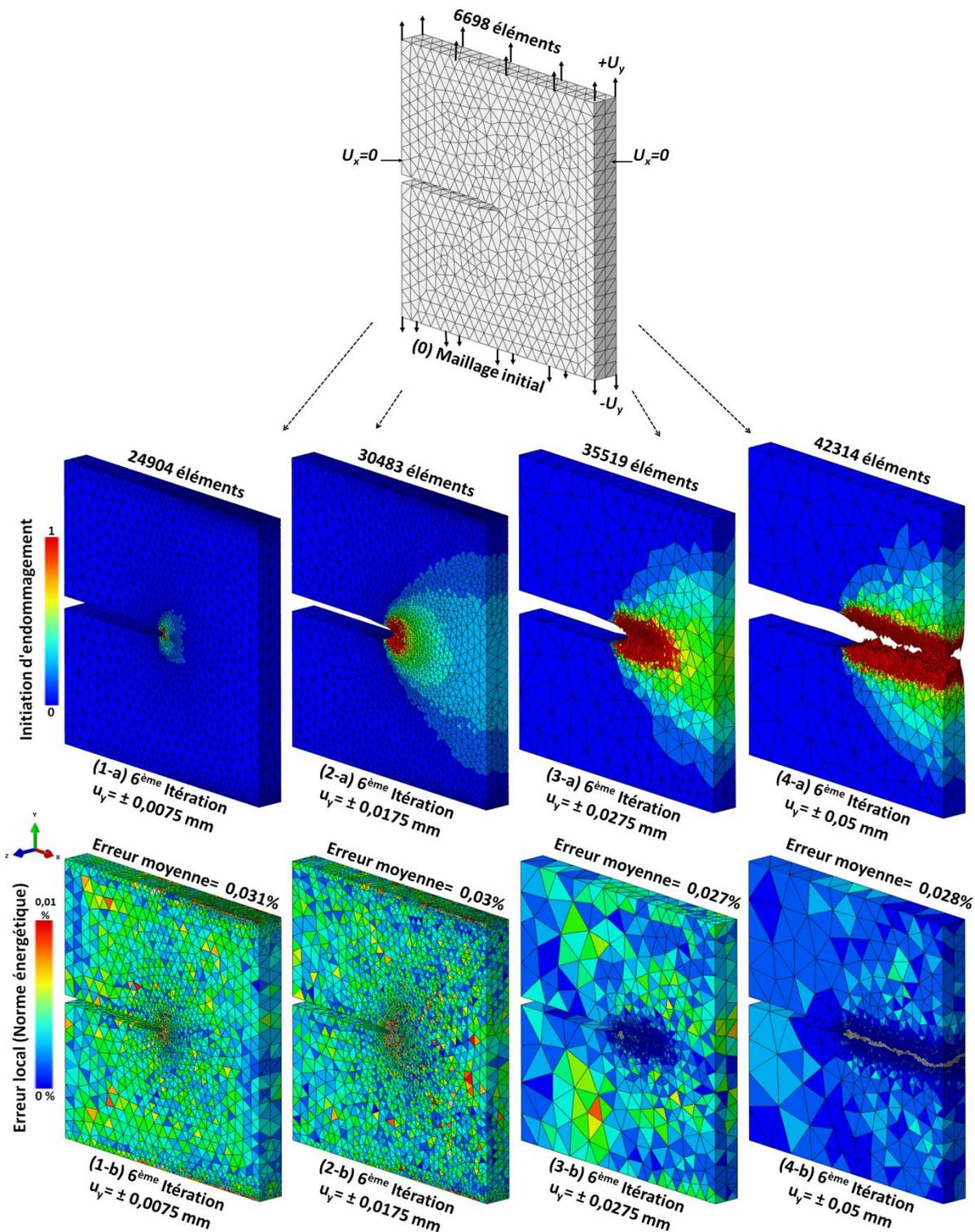


Figure III-29 : Effet de la fréquence de remaillage sur la densité du maillage pour différents déplacements imposés. Précision imposée 0,03%

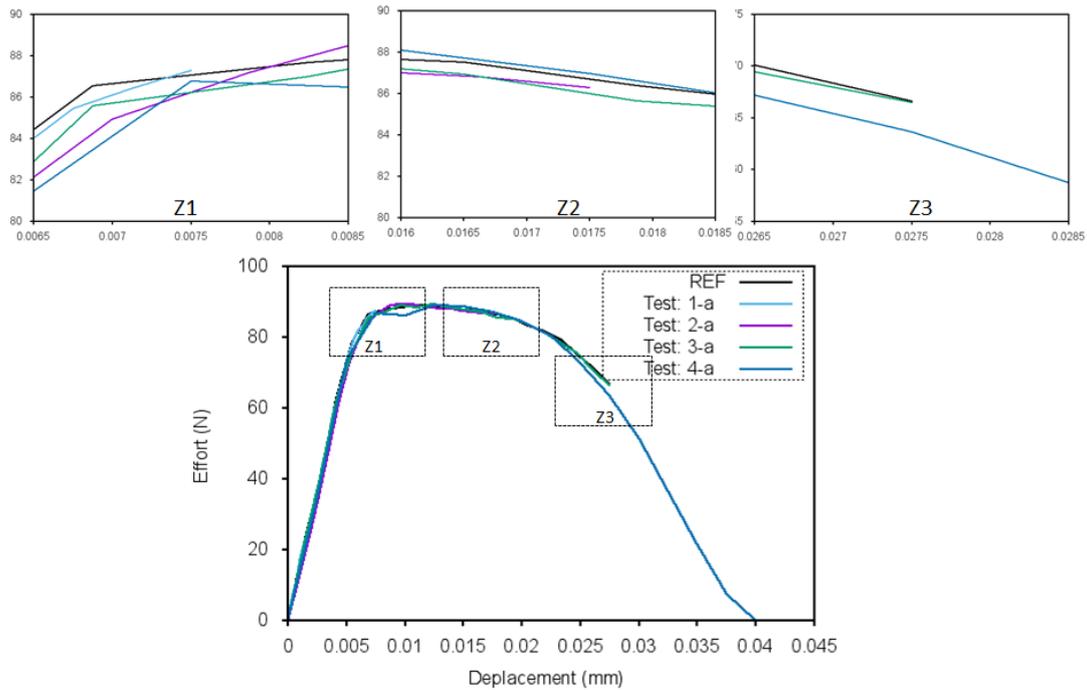


Figure III-30 : Effet de la fréquence de remaillage sur la convergence de la solution EF.
Précision imposée 0,03%

Tableau III-3: Effet de la fréquence de remaillage sur l'erreur moyenne globale de la structure.

	Précision imposée 0,03%			
	Déplacement final			
	0,00775 mm	0,0175 mm	0,0275 mm	0,05 mm
Test : 1-a (figure III-29)	0,031	-	-	-
Test : 2-a (figure III-29)	0,019	0,03	-	-
Test : 3-a (figure III-29)	0,33	0,085	0,027	-
Test : 4-a (figure III-29)	0,545	0,63	0,037	0,028
	Erreur moyenne (%)			

En ce qui concerne la discrétisation spatiale du maillage généré pour les différents pas de temps, on peut constater que le maillage adapté devient très raffiné pour les déplacements importants. Cependant, c'est n'est pas le cas pour les faibles déplacements. Ce qui montre que la discrétisation spatiale optimale du maillage n'est pas constante au court de la simulation. Par exemple, entre les instants t_0 et t_1 , l'évolution des courbes effort/déplacement avec le maillage M_1 (figure III-29, 1-a) montre une meilleure convergence de la solution EF pour un nombre d'inconnus et un temps du calcul largement inférieur à celui du maillage M_2 (figure III-29, 2-a), M_3 (figure III-29, 3-a) et M_4 (figure III-29, 4-a). Les mêmes remarques peuvent être adoptées avec le maillage M_2 entre les instants t_0 et t_2 par rapport aux M_3 et M_4 , et avec le maillage M_3 à l'instant t_3 par rapport au M_4 . De plus, l'adaptation du maillage à la fin de chaque essai engendre une discrétisation spatiale très fine. Cette configuration du maillage reste constante (même ddl) tout au long du calcul, et avant même l'apparition de l'endommagement, ce qui implique un coût de calcul supplémentaire et qui n'est pourtant pas nécessaire au cours de la simulation. De plus, le tableau III-3 montre que l'erreur ciblée ne sera conforme avec l'attente d'utilisateur qu'à la fin

de l'essai, ce qui n'est pas acceptable. Cette constatation prouve qu'un suivi de la fréquence d'adaptation du maillage au cours de la simulation est primordiale pour assurer la pertinence du calcul EF.

III.7 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté les différentes étapes nécessaires à la génération d'un maillage tridimensionnel d'une structure mécanique au cours de grandes déformations plastiques avec endommagement. Ces différentes étapes sont gouvernées notamment par des estimateurs d'erreur à caractère géométrique et physique. L'approche proposée, par reconstruction totale du maillage à chaque itération, fournit un maillage tétraédrique respectant une carte de taille spécifiée en entrée tout en garantissant la bonne gestion du contact (outil/pièce). La méthode proposée a été intégrée dans un environnement de calcul utilisant le code Abaqus est validée, en particulier, à travers du modèle de comportement élastoplastique avec endommagement.

L'ensemble des résultats montre la robustesse de cette approche à déterminer automatiquement les tailles optimales prenant en compte les zones à forts gradients de contraintes. Aussi, nous avons constaté que l'adaptation par un critère couplé d'estimation d'erreur et d'endommagement illustre une meilleure approximation de la solution EF par rapport à la solution de référence. Cependant, une bonne convergence de la solution EF nécessite une erreur imposée très faible ce qui implique un nombre d'éléments très important, donc un coût de calcul non négligeable. Toutefois ce nombre d'éléments dépend aussi de la fréquence d'adaptation. En effet une optimisation de celle-ci peut aboutir à la même convergence du calcul tout en utilisant un minimum d'éléments. Il est alors nécessaire d'utiliser une méthodologie de remaillage intelligent (avec une fréquence de remaillage autoadaptatif). Cette méthodologie va nous permettre d'optimiser le nombre de degrés de libertés tout en garantissant l'erreur ciblée avec une bonne convergence de la solution EF. Cependant, un coût supplémentaire de transfert de champs (qui présente le lien entre deux calculs consécutifs) sera nécessaire à chaque création d'un nouveau maillage. Généralement ce coût est faible par rapport à la résolution EF. Le chapitre suivant est consacré à la mise en place d'un schéma adaptatif pas-à-pas totalement automatisé. Il regroupe principalement le transfert du champ (chapitre II) et l'adaptation du maillage développée dans ce chapitre.

Chapitre IV. Mise en place de la procédure de remaillage avec endommagement

IV.1 Introduction

Dans ce chapitre le transfert des champs (chapitre II) ainsi que l'adaptation du maillage (chapitre III) sont réunis pour modéliser différents procédés de mise en forme. Toutefois, après transfert, il n'y a aucune garantie que les nouvelles variables d'état remplissent les conditions de cohérence et d'équilibre du système. Pour cela une nouvelle approche d'équilibrage est proposée. Enfin, l'efficacité de la méthodologie proposée sera examinée sur un cas test avec prise en compte de l'endommagement du matériau.

IV.2 Mise en œuvre de la procédure

IV.2.1 Schéma d'adaptation

L'optimisation du maillage initial (éléments tétraédriques) est réalisée suite à un petit pas de calcul (n'entraînant pas une forte distorsion du maillage). Les résultats sont ensuite analysés par des estimateurs d'erreur a posteriori et d'autres estimateurs géométriques. Si le pourcentage du nombre d'éléments non conformes à l'erreur prédéfini par l'utilisateur ne dépasse pas le seuil imposé, le calcul précédent sera poursuivi. Sinon, le maillage sera modifié automatiquement (raffiné ou grossi) en fonction des champs physiques et de la forme géométrique. Ce processus est répété plusieurs fois jusqu'à ce que le maillage ne change plus. Enfin, toutes les variables de champ sont transférées de l'ancien maillage vers le nouveau et le calcul se poursuit (voir figure IV-1). Le transfert des variables continues est assuré par les fonctions de forme EF alors que le transfert des champs discontinues est assuré à travers la méthode SPR-améliorée (SPR I_{ICL}). Il convient également de noter qu'après chaque transfert, une nouvelle mise à jour des conditions aux limites doit être effectuée afin d'être en mesure de respecter celles du maillage précédent. La fréquence de contrôle peut être fixe, variable selon une loi analytique et même autoadaptée à travers le critère d'idéalité introduit par l'Éq. III-38. En effet, si le pourcentage des éléments vérifiant l'équation (Éq. III-38) est inférieure à un pourcentage d'optimalité R^{opt} proposée par l'utilisateur, une d'adaptation du maillage sera appliquée.

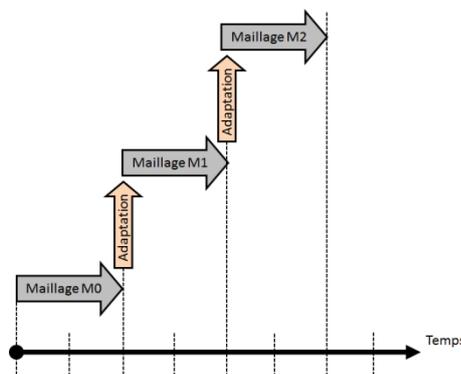


Figure IV-1 : Processus d'adaptation du maillage en fonction du temps

IV.2.2 Cas test de l'adaptation du maillage : Essai de cisaillement

Le cas test de l'éprouvette chapeau présenté dans le chapitre III est repris pour analyser l'effet de la tolérance de l'estimateur d'erreur sur l'évolution du nombre d'éléments et du résultat numérique final (évolution de l'effort). Pour cela, trois valeurs de tolérance (1%, 0,2% et 0,02%) ont été adoptées. Le maillage initial est composé de 2 493 éléments uniformément répartis (figure. IV-2a). Pour éviter des tailles d'éléments trop petites (qui conduiraient à un pas de temps du schéma explicite très faible) ou trop grandes (risque de non-convergence). La taille d'arrête des éléments autorisée dans le maillage est comprise entre 0,05 mm et 1,5 mm. Le contrôle de l'erreur est fixé tous les 0,02 mm du déplacement imposé.

Lors de ce cas test, la pièce est sollicitée en compression suivant son axe permettant le développement d'une zone de cisaillement cylindrique (Changeux, 2001). De plus, elle permet d'étudier la formation des bandes de cisaillement et la localisation de la déformation à grandes vitesses de déformation. Cette vitesse de déformation peut être calculée selon Meyers et al. (Meyers, et al., 1994) par :

$$\dot{\epsilon} = \frac{V}{e} \quad (IV.1)$$

Avec $\dot{\epsilon}$ la vitesse de déformation, V la vitesse du mors et e l'épaisseur de la zone de cisaillement qui est supposée constante.

Pour la simulation numérique, la vitesse du mors est imposée pour obtenir la vitesse de déformation souhaitée, en tenant compte de l'Éq. IV-1.

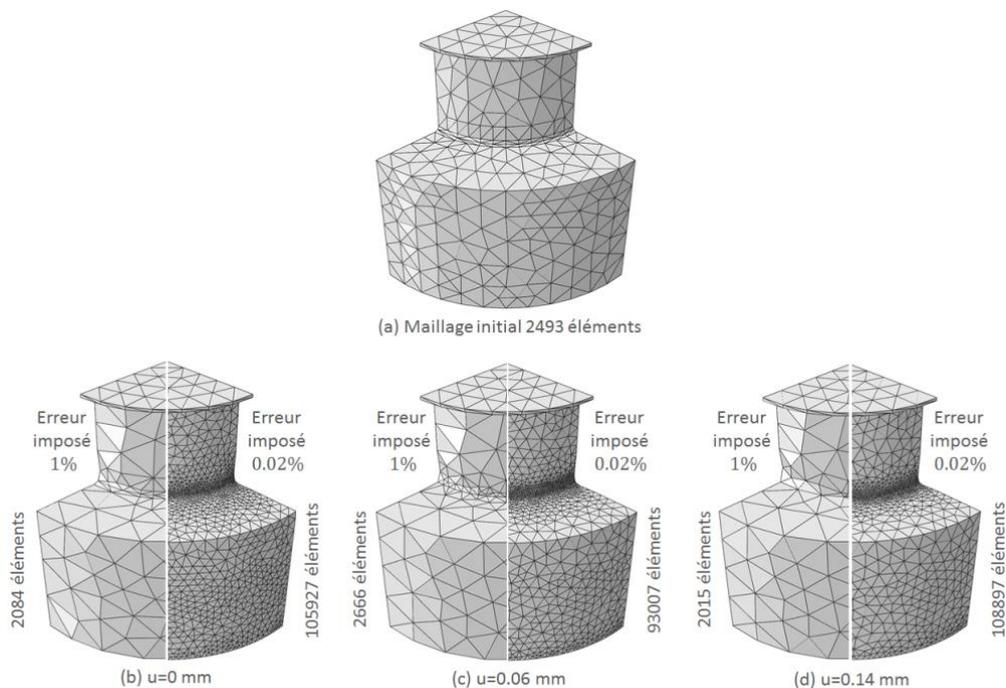


Figure IV-2 : Discretisation spatiale du maillage pour différents instants

La figure IV-2b présente la discrétisation spatiale du maillage final obtenu après quatre itérations d'adaptation du maillage initial représenté dans la figure IV-2a. Cette adaptation est adoptée après chaque 0,02 mm du déplacement (fréquence de contrôle fixe) prenant le maillage déformé du calcul précédent comme maillage initial pour le prochain calcul. On peut observer

une concentration des éléments dans la zone de fort gradient avec un déraffinage dans les autres zones. La tolérance sur l'erreur a un impact significatif sur le nombre d'éléments.

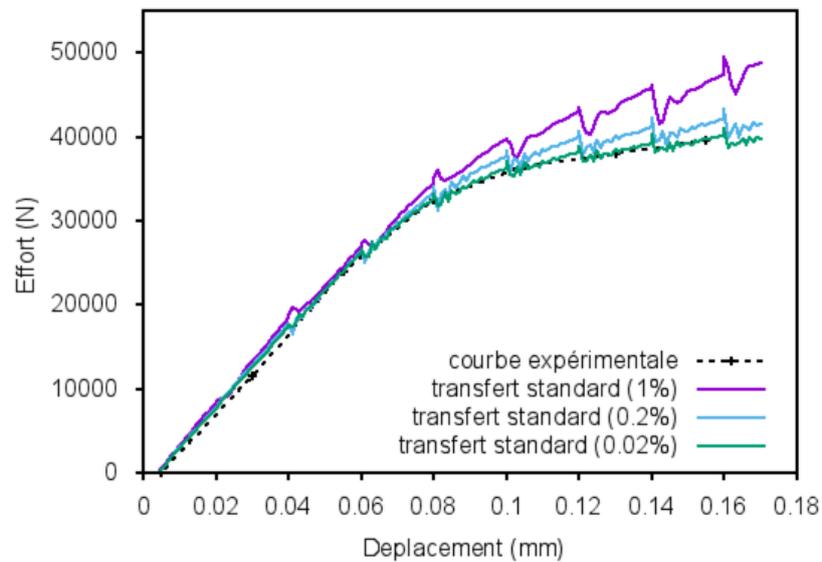


Figure IV-3 : Courbe effort/déplacement en fonction de la tolérance de l'erreur pour une vitesse de déformation plastique égale à 1 s^{-1}

La figure IV-3 montre l'évolution de la courbe effort/déplacement en fonction de la tolérance. Une augmentation de l'effort est observée avec une augmentation de l'erreur imposée. Pour la tolérance la plus faible, la courbe converge sur celle expérimentale. Néanmoins, après chaque étape de transfert de champs, le système n'est plus en équilibre mécanique. Cela peut s'observer par une fluctuation de la réponse. En outre, nous pouvons noter que le niveau de fluctuation diminue avec la valeur de la tolérance utilisée. Des fluctuations de ce type sont également observées en utilisant d'autres approches de transfert de champ comme celle de la valeur moyenne, du point le plus proche, SPR, ou de la méthode des éléments uniques (Hu & Randolph, 1998; PavanaChand & KrishnaKumar, 1998; Khoei, et al., 2007; Zeramardini, et al., 2016).

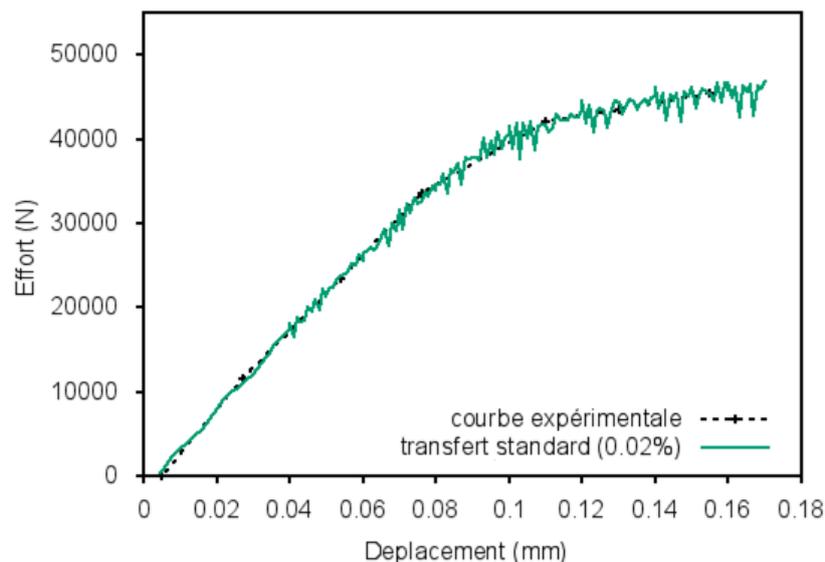


Figure IV-4 : Une comparaison entre les courbes (effort-déplacement) expérimentale et numérique pour une vitesse de déformation plastique égale à 100 s^{-1}

La figure IV-4 montre le cas avec une vitesse de déformation plus élevée (déplacement 100 fois plus rapide), avec une tolérance de 0,02%. L'instabilité sur la réponse due à sa fluctuation est accentuée par rapport au cas précédent, et peut conduire à une divergence du système. L'objectif étant la simulation du procédé d'usinage, où les vitesses de déformation sont très élevées (jusqu'à 10^5 s^{-1}), l'équilibre des champs mécaniques doit être amélioré.

IV.2.3 Interprétation du déséquilibre

Avant transfert, les variables d'état vérifiant les relations constitutives du matériau sont à l'état d'équilibre. Cependant après transfert, il n'y a aucune garantie que les nouvelles variables d'état remplissent les conditions de cohérence et d'équilibre du fait des approximations effectuées. Ceci sera d'autant plus vrai pour les problèmes fortement non-linéaires. En effet, les champs sont transférés indépendamment des relations qui relient les variables entre elles. Il semble donc illusoire de satisfaire à la fois les conditions de cohérence et d'équilibre dans le nouveau maillage, car les champs cinématiques estimés à partir du premier maillage ne vérifient pas nécessairement l'équilibre sur le deuxième maillage. Le problème d'équilibre discrétisé à l'instant t est donné par :

$$M_1 \ddot{u}_1 + f_{1,int} = f_{1,ext} \quad (IV.2)$$

Soit \mathbb{P} est un opérateur de projecteur du passage entre les deux maillages. Tel que $u_1 = \mathbb{P} \cdot u_2$. Lors du transfert entre deux maillages différents (1 et 2), on obtient :

$$\begin{aligned} 0 &= \mathbb{P}(M_1 \ddot{u}_1 + f_{1,int} - f_{1,ext}) \\ &= \mathbb{P}(M_1 \ddot{u}_1) + \mathbb{P}f_{1,int} - \mathbb{P}f_{1,ext} \\ &= (\mathbb{P}M_1 \mathbb{P}^t) \ddot{u}_2 + (\mathbb{P}f_{1,int} \mathbb{P}^t) - (\mathbb{P}f_{1,ext} \mathbb{P}^t) \\ &= \bar{M}_2 \ddot{u}_2 + \bar{f}_{2,int} - \bar{f}_{2,ext} \end{aligned} \quad (IV.3)$$

Avec M_2 est la matrice de masse du deuxième maillage construit classiquement par assemblage des matrices élémentaires. Évidemment, elles sont généralement différentes de la matrice \bar{M}_2 interpolée à partir de son homologue M_1 calculée sur le maillage initial. Cette inégalité est à l'origine du problème de stabilité décrit précédemment. On a par conséquent :

$$M_2 \ddot{u}_2 + \bar{f}_{2,int} - \bar{f}_{2,ext} \neq 0 \quad (IV.4)$$

Pour illustrer le déséquilibre dans le transfert des contraintes entre deux maillages successifs, les forces nodales dues aux contraintes internes (Éq. IV-5) et les contraintes aux points d'intégration sont tracées sur la figure IV-5.

$$f_{int} = \int_V B^T \sigma dV, \quad (IV.5)$$

Avec B la matrice des dérivées spatiales des fonctions de forme et σ le tenseur des contraintes aux points de Gauss de l'élément.

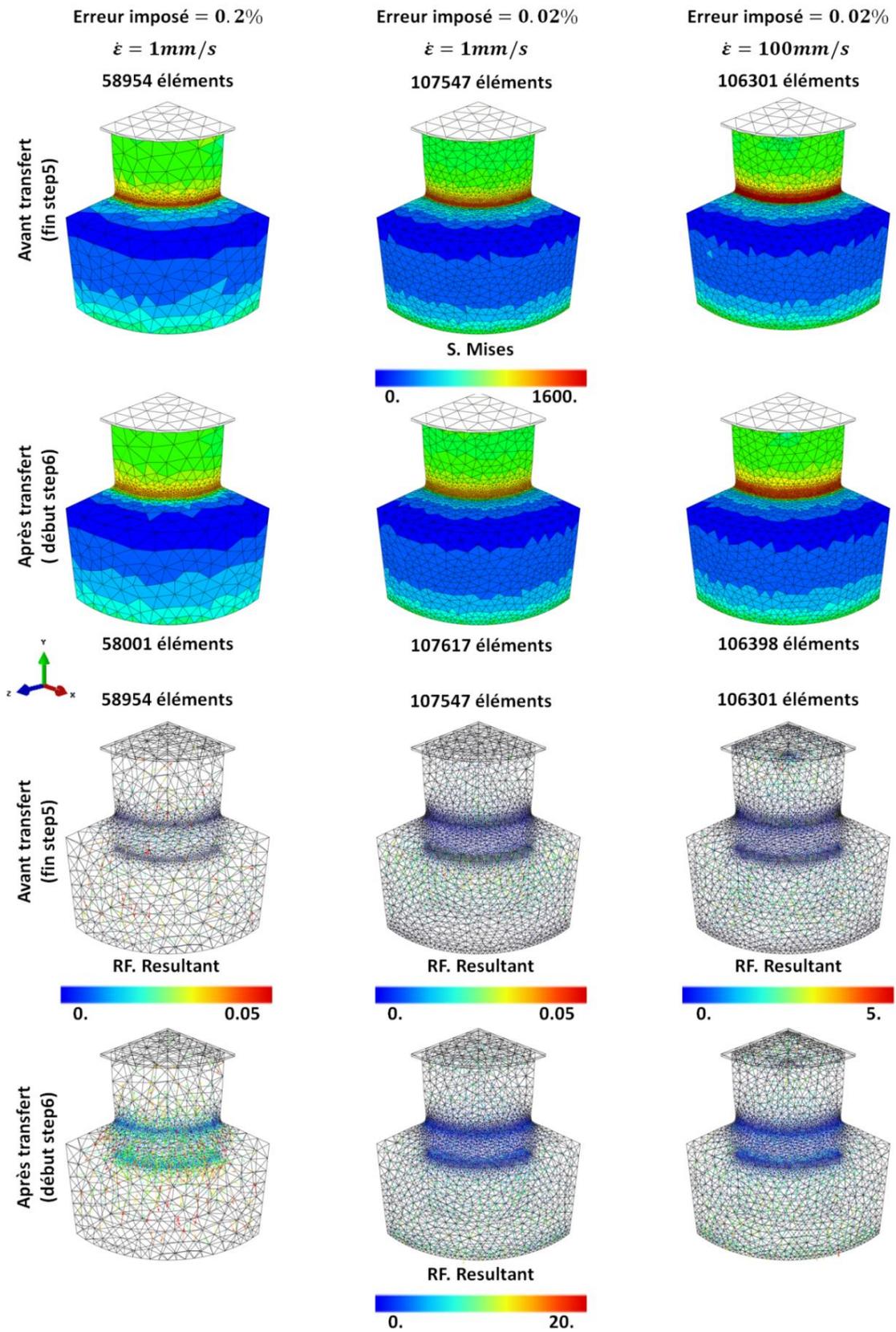


Figure IV-5 : Champ de contrainte de von Mises (MPa) et efforts nodaux (N) avant et après transfert

Au niveau de la contrainte équivalente de von Mises, une bonne correspondance est observée entre les deux maillages. Concernant les efforts nodaux dus aux contraintes, la différence est d'autant plus importante que le maillage est grossier. D'un point de vue quantitatif, certains nœuds ont une valeur d'effort interne beaucoup plus élevée après transfert, ce qui va générer une 'sur-accélération' des nœuds et donc des perturbations sur les incréments de temps qui vont suivre.

Synthèse

Pour remédier aux problèmes de cohérence et d'équilibre, il faut bien définir les données transférées qui devront assurer la cohérence et l'équilibrage du nouveau maillage, afin de garantir la stabilité et la précision du calcul. La première précaution est alors de bien choisir l'opérateur de transfert. La deuxième précaution est d'affecter un transfert entre deux maillages avec des tailles d'élément relativement proches.

IV.2.4 Solution du déséquilibre dynamique

Pour réduire les perturbations liées au défaut d'équilibre, certains auteurs proposent le transfert d'un nombre de variables réduit alors que d'autres auteurs proposent d'effectuer un traitement de stabilisation des champs transférés.

IV.2.4.1 Transfert d'un nombre de variables réduit et calcul des autres

Carnacho et Ortiz ([Camacho & Ortiz, 1997](#)) ainsi que Brancherie et al ([Brancherie, et al., 2006](#)) proposent de minimiser les nombres des variables à transférer (sous contrainte de vérifier au mieux les conditions d'admissibilité statique et cinématique) puis calculer les autres tout en utilisant l'ensemble des relations locales qui lient les variables entre elles. Le point clé de cette technique est le bon choix des variables à transférer et les relations à utiliser. Cependant un tel choix n'est pas toujours global ce qui rend la procédure peu généralisable. De plus, les champs transférés et calculés peuvent ne pas toujours vérifier exactement l'équilibre du problème et de même ne pas vérifier exactement les conditions aux limites.

IV.2.4.2 Stratégie de restabilisation à la fin de l'incrément courant

Cette étape consiste à introduire une étape supplémentaire avec un pas de temps nul ([Mediavilla, 2005](#)) (pas d'incrément de chargement) ou d'une durée très petite ([Boroomand & Zienkiewicz, 1999](#)) (pour que les conditions de chargement restent quasiment identiques). À la fin de cette étape, les champs sur la nouvelle discrétisation sont cohérents et se retrouvent à un état d'équilibre stable lors de la reprise du futur calcul. Cependant, l'inconvénient majeur de cette stratégie réside dans la forte variation des champs locaux à la fin de cette étape d'équilibrage comme le montre la figure IV-6. Par exemple, dans le cas où l'erreur imposée est égale à 2%, la contrainte de von Mises passe du 1 412 MPa à 1 589 MPa après équilibrage. Toutefois, cette différence diminue dans le cas où le maillage est très fin, ce qui confirme l'efficacité de cette approche, mais pour des cas bien particuliers.

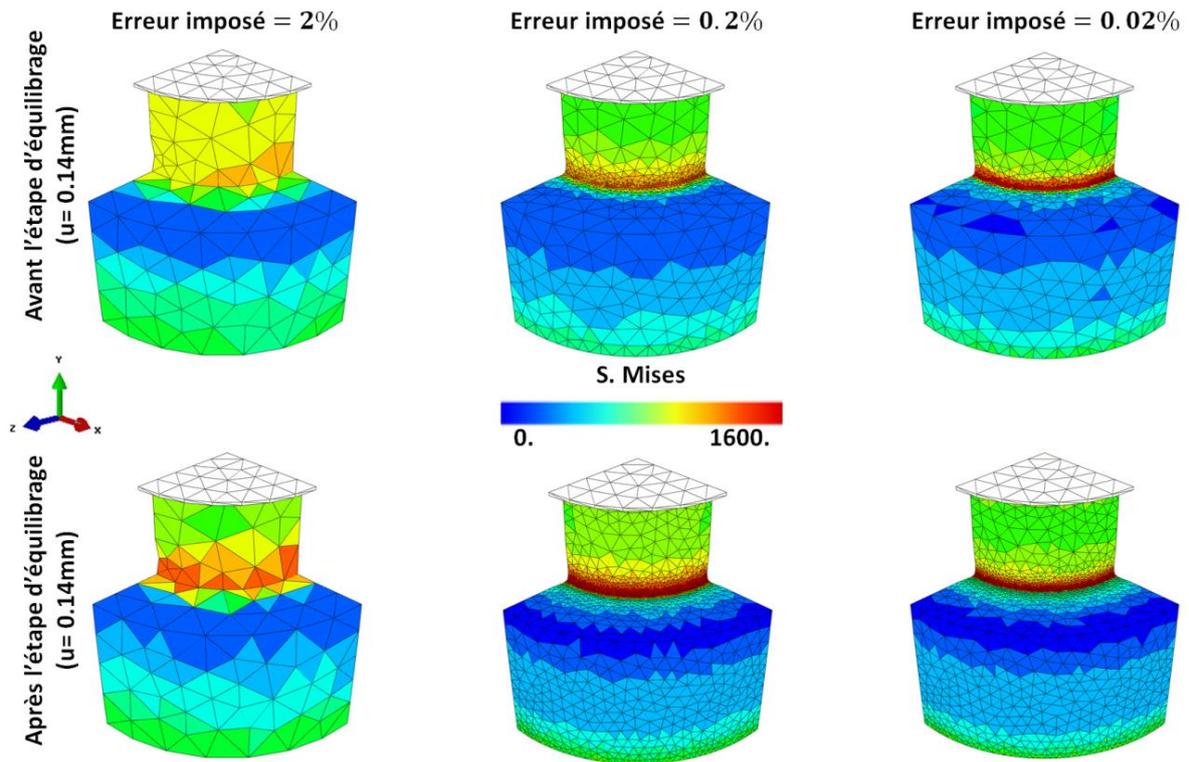


Figure IV-6 : Isovaleurs du champ de contrainte de von Mises avant et après l'étape d'équilibrage pour un pas de temps nul

IV.2.4.3 Méthode d'équilibrage proposée

Afin de résoudre l'équilibre dynamique du système sans avoir une diffusion importante d'information, un nouveau processus d'équilibrage a été développé.

Principe de la méthode d'équilibrage

La méthode de rééquilibrage mise en œuvre repose sur une période de recouvrement, où l'étape d'équilibrage et la nouvelle discrétisation se chevauchent (Figure IV-7). L'idée est de consacrer cette période de chevauchement à un cycle d'équilibrage sur la nouvelle discrétisation. Le but de ce cycle particulier est d'obtenir un état d'équilibre stable sur la nouvelle discrétisation et ainsi pouvoir assurer la continuité des calculs. Un paramètre " Δt_{eq} " qui correspond à la période de recouvrement que nous appellerons « temps d'équilibrage » est alors introduit. Toutefois, ce paramètre ne peut pas dépasser le temps total du nouveau calcul.

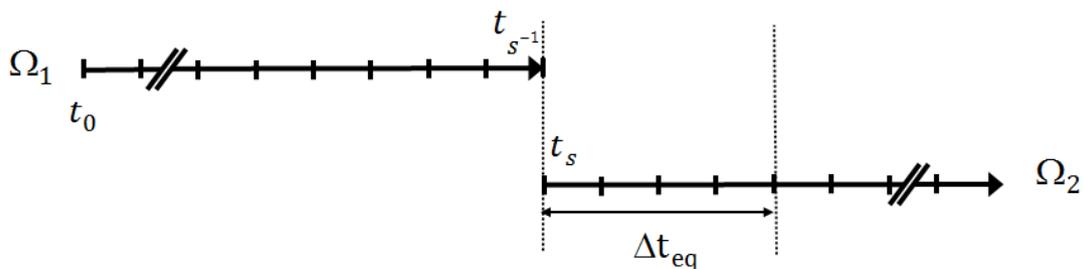


Figure IV-7 Recouvrements des échelles de temps

Calcul du nouvel équilibre

Rappelons l'équation d'équilibre discrète que l'on souhaite vérifier sur la nouvelle discrétisation à l'instant " t_s " :

$$M\ddot{u} + f_{int} - f_{ext} = 0 \quad (IV.6)$$

Avec M, f_{int}, f_{ext} la matrice de masse, les vecteurs nodaux des forces internes et des forces externes respectivement.

Évidemment, la principale difficulté est d'estimer les prédicteurs en contrainte (Éq. IV.5) et en accélération (Éq. IV.6), car ces derniers font intervenir des quantités calculées à l'instant t_{s-1} , à priori inconnues à l'instant t_s . Pour donner une approximation de ces quantités, la technique SPR améliorée est exploitée en utilisant les valeurs issues du calcul à cet instant antérieur t_{s-1} . Une fois les nouvelles approximations estimées, les forces internes sont ensuite évaluées au niveau de chaque élément en intégrant le produit de la matrice B et de la nouvelle contrainte recouvrée, ce qui conduit généralement à un résidu d'équilibre non nul (Éq. IV.7), alors que l'état d'équilibre nécessite un résidu nul (Éq. IV.6).

$$M\ddot{u} + f_{int} - f_{ext} = r_{t_s} \neq 0 \quad (IV.7)$$

r_{t_s} est appelé résidu qui peut être interprété comme une mesure du déséquilibre des forces à l'instant t_s .

L'idée de base est inspirée du système Masse-Ressort-Amortisseur initialement instable dans lequel l'ensemble du système cherche naturellement à retrouver un état d'équilibre local et global. En introduisant un 'amortisseur' il sera possible de réaliser la phase d'équilibrage tout en minimisant le taux de fluctuation. Pour modéliser l'effet d'amortisseur dans notre application EF, un pourcentage des forces de déséquilibre sera appliqué en tant que force externe pour garantir (faussement) l'équilibre. Puis ces forces externes seront diminuées jusqu'à devenir nulles, ce qui permet d'amener progressivement la structure à un 'vrai' état d'équilibre. En effet, le pourcentage sera réduit de plus en plus jusqu'à ce qu'il n'y ait plus de résidu d'effort au sein de la structure à l'instant $t_s + \Delta t_{eq}$. Nous considérerons l'évolution du pourcentage de réduction comme étant une deuxième variable de ce processus d'équilibrage. Cette évolution sera considérée comme une variable globale parce qu'en présence de la non-linéarité du comportement et les différentes erreurs du transfert des champs, chaque élément de la structure peut avoir une allure de stabilisation différente de ces voisins.

L'ensemble des résultats d'applications de ce processus d'équilibrage sont détaillés dans la section suivante.

IV.3 Validation du processus d'équilibrage

IV.3.1 En petit déplacement: Essai de cisaillement

Le but ici est de montrer l'efficacité de la phase de rééquilibrage sur le résultat en termes de stabilité et précision. Les résultats obtenus avec équilibrage sont comparés à ceux obtenus précédemment (sans équilibrage) en termes d'évolution de l'effort résultant en fonction du déplacement imposé (figure IV-8). L'équilibrage proposé montre une bonne performance sur la stabilisation après le transfert du champ de contrainte pour toutes les vitesses appliquées. Également, la chute de l'effort global n'est plus observée.

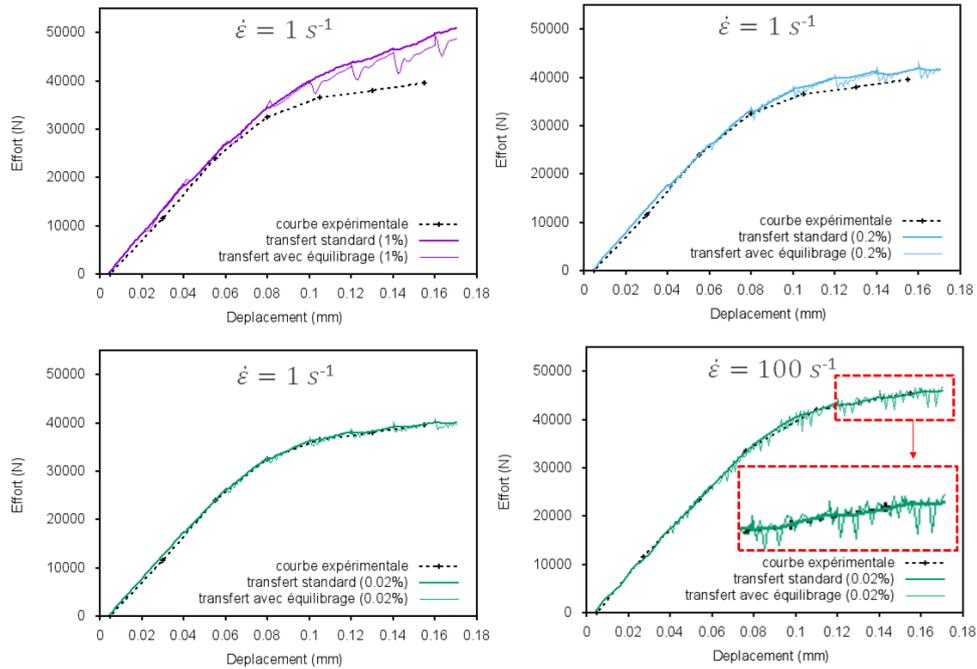


Figure IV-8 : Courbes efforts/déplacement obtenues avec et sans équilibrage

IV.3.2 En grand déplacement : Cas de forgeage

Dans les sections précédentes, les résultats analytiques et numériques ont été analysés dans le but de révéler les difficultés inhérentes liées aux processus d'adaptation du maillage en petites déformations. Un certain nombre d'enseignements ont été tirés de ces études contribuant ainsi à l'amélioration de la stabilité numérique et à la minimisation de la diffusion numérique. L'intérêt et l'efficacité de ce processus adaptatif en grand déplacement sur une géométrie tridimensionnelle plus complexe sont maintenant évalués sur un cas concret qui est le procédé de forgeage (estampage ou matriçage). Pour cela, une étude comparative a été menée sur deux configurations différentes: la première avec remaillage adaptatif (cas adaptatif) et la deuxième sans adaptation de maillage (cas standard). Comme précédemment, le solveur explicite a été utilisé.

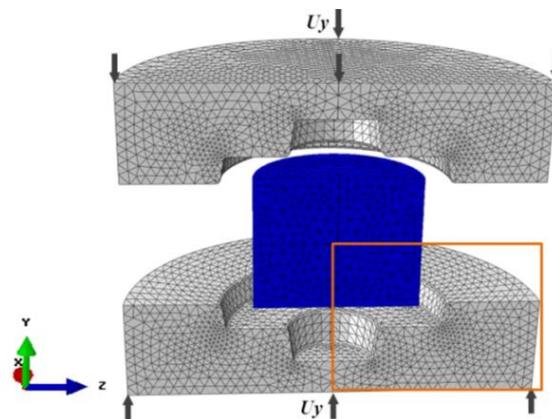


Figure IV-9 : Discrétisation initiale et conditions aux limites de l'essai du forgeage

La figure IV-9 montre schématiquement le cas test de forgeage qui est simulé. Avec les conditions de symétrie, seul un huitième de la géométrie est modélisé (les images montrent 4

huitième, soit la moitié du modèle). Pour former la pièce, le procédé consiste à écraser un lopin cylindrique entre deux matrices (outils rigides). Par symétrie, les deux matrices sont animées d'un mouvement de translation avec une vitesse de 0,5 mm/s. La température initiale de la pièce et de l'outillage (matrices) est imposée à 250°C. Les paramètres matériaux sont identiques aux cas précédents (chapitre III). Une loi de frottement de type Coulomb avec un coefficient de 0,3 est utilisée entre la pièce et l'outil. Initialement, le cylindre est discrétisé avec 25 182 éléments tétraédriques à 4 nœuds de type C3D4T. L'adaptation de maillage ne concerne que la pièce et la précision imposée est de 0,05% avec un pourcentage d'idéalité de 75%.

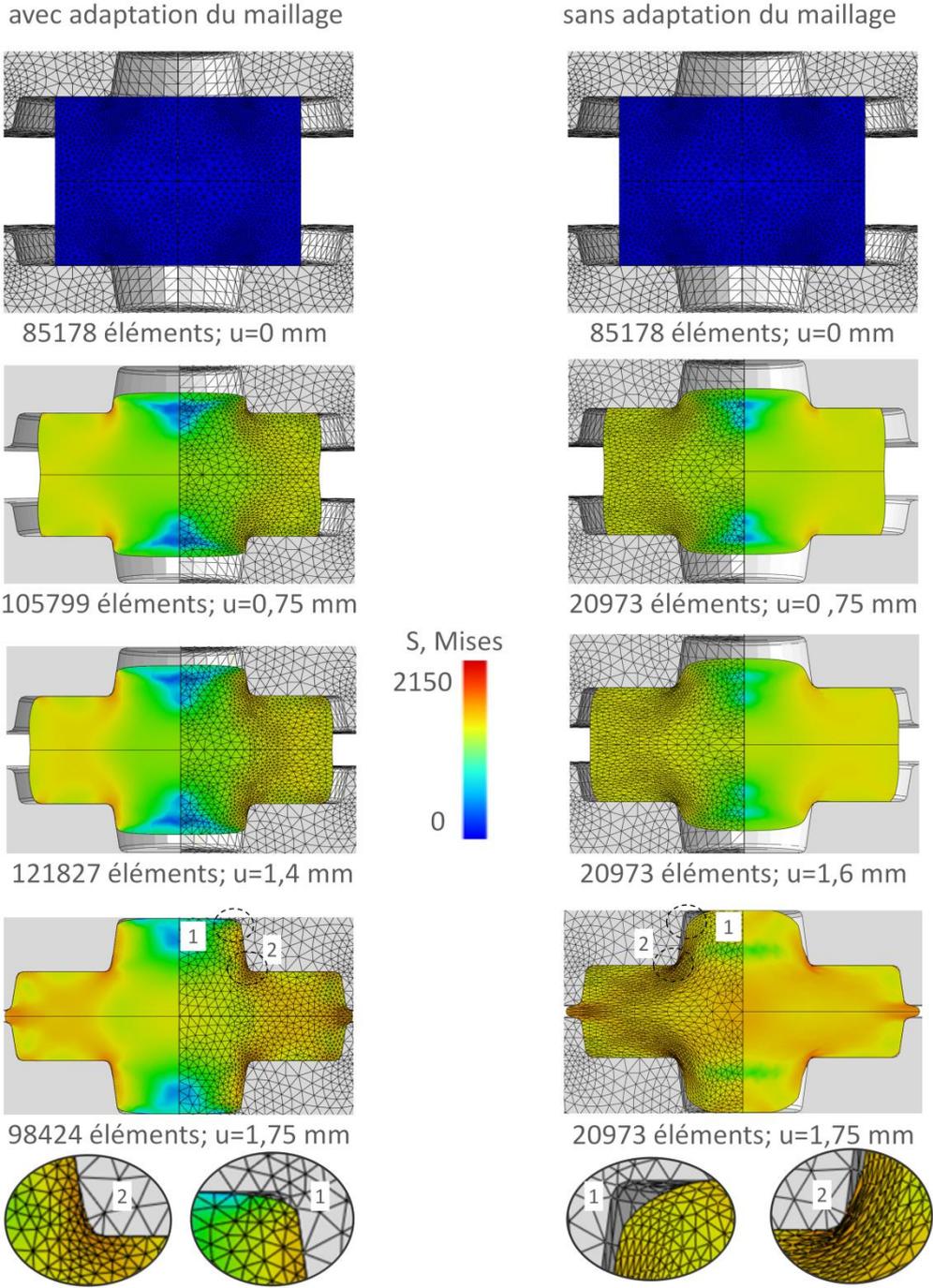


Figure IV-10 : Discrétisation spatiale du maillage et iso valeurs de la contrainte de von Misse en fonction du déplacement imposée. À gauche avec adaptation du maillage, à droite sans adaptation

La figure IV-10 montre l'évolution de la mise en forme dans le cas d'un maillage adapté, et d'un maillage constant. L'analyse comparative des différents résultats aux mêmes instants montre l'efficacité du processus de remaillage proposé. En effet, tout au long de la simulation, une bonne qualité des éléments est observée avec la stratégie adaptative. A contrario, une distorsion sévère du maillage est observée sans adaptation du maillage. Par exemple, à la fin de la simulation le nombre d'éléments distordus est égal à zéro pour le cas adaptatif contre 6 454 dans le cas standard.

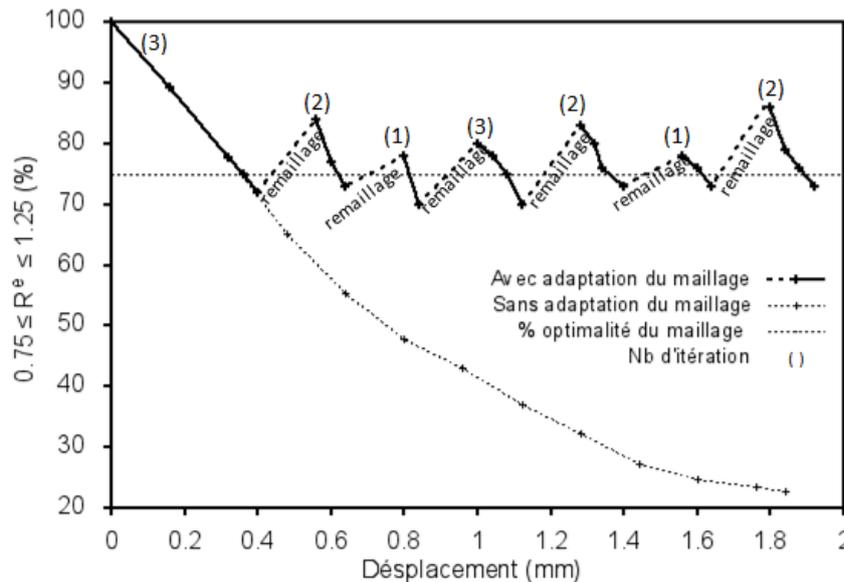


Figure IV-11 : Évolution du pourcentage d'idéalité des éléments avec et sans adaptation du maillage

Dans la figure IV-11, l'analyse du pourcentage des éléments qui respecte l'erreur ciblée (sans et avec remaillage) montre l'importance du processus d'optimisation du maillage adopté. En effet, au début du procédé, les deux tests commencent avec le même nombre d'éléments et avec 100% des éléments qui respectent l'erreur ciblée. Cependant, au cours de la simulation, l'adaptation du maillage permet d'améliorer significativement la précision des calculs. Par exemple, le pourcentage des éléments qui respecte l'erreur ciblée en fin de course sur les maillages adaptés est autour de 75% alors que pour le cas standard le niveau il est autour de 22%.

Un autre point fort du processus d'adaptation proposé est la fréquence du remaillage. En effet, le nombre d'itérations pour chaque adaptation ainsi que le temps de calcul ne sont pas constants, mais ils sont automatiquement adaptés en fonction des critères imposés et du degré des complexités du problème EF. Cette caractéristique permet d'éviter l'adaptation du maillage inutile et de réduire le coût du temps CPU. En effet, au cours de la simulation si le pourcentage d'élément optimal est supérieur au seuil imposé par l'utilisateur, la simulation FE précédente est poursuivie. Sinon, une nouvelle étape d'adaptation du maillage sera activée. Par exemple pour la première adaptation, trois itérations sont effectuées après un déplacement de l'outil de 0,32 mm. Pour la deuxième et la cinquième adaptation, deux itérations seulement sont effectuées après 0,16 mm du déplacement. Et pour la troisième adaptation, une seule itération est utilisée.

L'évolution des courbes effort/déplacement numériques avec et sans adaptation du maillage est comparée sur la figure IV-12. Pour la première partie de la courbe, les efforts sont identiques pour les deux cas. Cependant, l'effort augmente plus rapidement pour le cas sans adaptation

(268 kN sans adaptation contre 196 kN avec adaptation). Cette différence d'amplitude d'effort à la fin de la simulation est due à la présence d'une distorsion excessive du maillage.

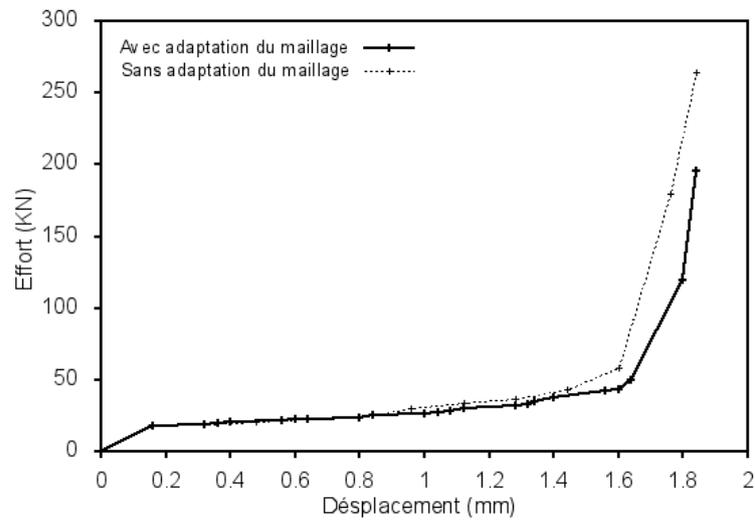


Figure IV-12 : Évolution de l'effort résultant en fonction du déplacement imposé avec et sans adaptation du maillage

De plus, dans la figure IV-13 on observe que cette distorsion de maillage favorise le déplacement des éléments dans la deuxième direction. Cela implique que la zone de contact entre les outils et la pièce ne sera pas la même dans la deuxième zone II (figure IV-13), ce qui a un effet sur l'effort résultant et sur le remplissage de la matrice.

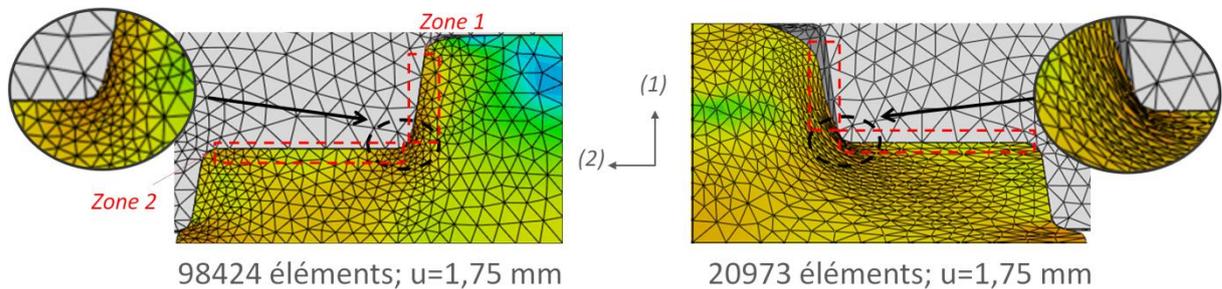


Figure IV-13 : Illustration de la performance du processus adaptatif proposé en termes de gestion du contact. À gauche avec adaptation du maillage, à droite sans adaptation

IV.3.3 Prise en compte de l'endommagement dans le processus de remaillage

La qualité des simulations est fortement conditionnée par leurs pertinences à décrire fidèlement les principaux phénomènes physiques mis en jeu ainsi que leurs différents couplages. Dans les procédés de fabrication, notamment ceux avec séparation de la matière comme en usinage, l'endommagement du matériau est un phénomène important à prendre en compte. En effet, la seule loi de plasticité ne permet pas de bien représenter le comportement complet du matériau. Il faut donc prendre en compte ce phénomène dans les simulations numériques avec remaillage.

IV.3.3.1 Essai de cisaillement

L'objectif de cette partie est de comparer les deux types du modèle, à savoir sans et avec endommagement. Pour ce faire, la méthode d'élimination des éléments présentée dans la section III.3.1.1.1 sera mise en place. Dans cette section, les différences observées entre les résultats des calculs EF et les mesures expérimentales seront discutées pour l'essai de cisaillement (éprouvette chapeau). Ce choix est guidé par la présence d'une bonne base expérimentale disponible dans les travaux de (Ayed, 2013). Tel que les paramètres d'endommagement de type de Johnson-Cook adopté sont donnés dans le tableau IV.1.

Tableau IV-1: Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson-Cook du Ti17 (Ayed, 2013)

<i>Coefficient d'endommagement de JC</i>	<i>Symbole</i>	<i>Valeur</i>
Coefficient de déformation initiale à la rupture	D_1	-0,2
Facteur exponentiel	D_2	0,34
Facteur lié à la triaxialité	D_3	-0,5
Coefficient de dépendance à la vitesse de déformation	D_4	-0,035
Coefficient lié à la température	D_5	2,7

IV.3.3.1.1 Influence de la taille d'arrêt minimale imposée

Dans cette section, nous allons caractériser l'influence de la taille minimale d'arrêt h_{min} sur les résultats obtenus en tenant compte de l'endommagement. La figure IV-14 représente les isovaleurs d'endommagement, pour différentes tailles minimales imposées (0,8, 0,2 et 0,025 mm).

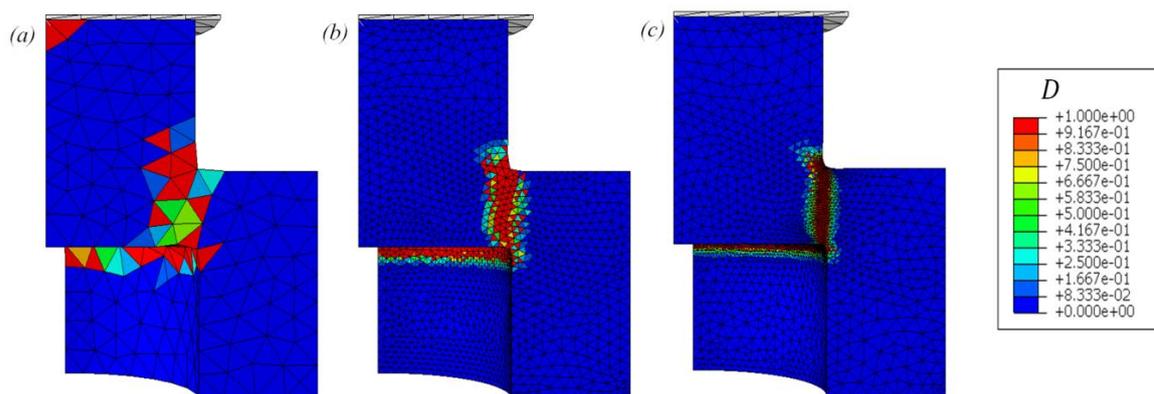


Figure IV-14 : Isovaleurs d'endommagement pour plusieurs tailles d'arrêt minimal:
(a) $h_{min} = 0,8 \text{ mm}$, (b) $h_{min} = 0,2 \text{ mm}$ et (c) $h_{min} = 0,05 \text{ mm}$

Il est clairement visible que la largeur de la zone de localisation de l'endommagement dépend fortement de la taille minimale imposée. Plus cette taille est grande, plus la dispersion de l'endommagement sera importante et donc plus la zone endommagée sera étendue. Cette remarque peut s'appliquer de la même manière à la déformation plastique équivalente (figure IV-15).

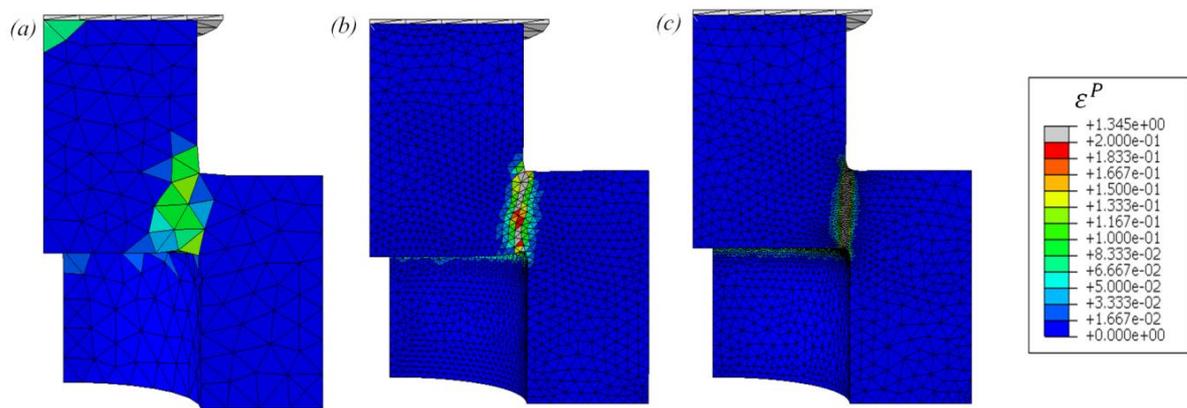


Figure IV-15 : Isovaleurs la déformation plastique équivalente pour plusieurs tailles d'arrêt minimal: (a) $h_{min} = 0,8 \text{ mm}$, (b) $h_{min} = 0,2 \text{ mm}$ et (c) $h_{min} = 0,05 \text{ mm}$

La localisation d'endommagement de l'éprouvette va donc être fortement dépendante de la taille minimale imposée du maillage. Cette dépendance se répercute directement sur la réponse globale de la structure. La figure IV.16 représente les courbes force/déplacement obtenue pour les différentes configurations de maillage. On constate que plus la taille minimale est importante, plus l'endommagement sera retardé. Toutefois, à partir d'une certaine taille minimale imposée (ici, 0,05mm), on observe que la courbe d'effort (figure IV-16) et le nombre total des éléments (figure IV-17) sont relativement stables. Ceci est dû à la convergence du processus d'adaptation. En effet, la stratégie d'adaptation du maillage adopté consiste à faire varier la taille de chaque élément (indépendamment de la taille minimale imposée) pour atteindre l'erreur imposée par l'utilisateur. Puis, pour chaque élément, la taille maximale entre la taille minimale imposée et la taille estimée sera imposée. Pour les tailles de maillage petites (ici, inférieure à 0,05 mm), c'est bien la taille calculée pour une bonne adaptation du maillage qui sera imposée, et non la taille minimale.

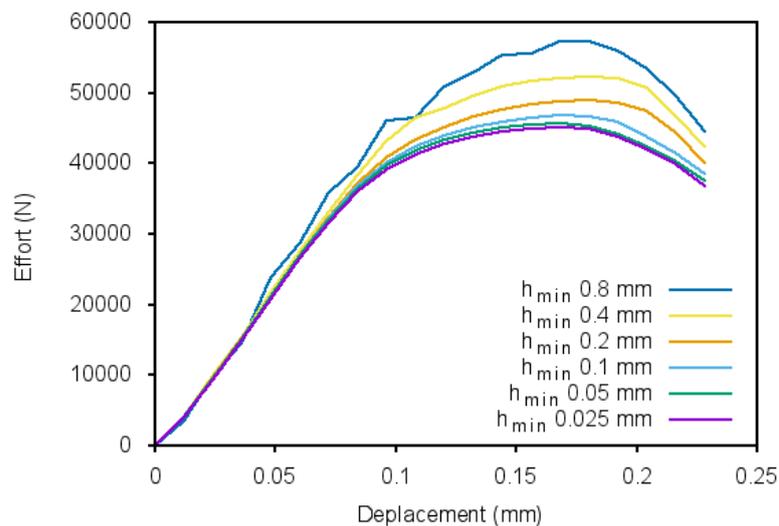


Figure IV-16 : Courbe force/déplacement obtenue en simulation et sensibilité à la taille minimale h_{min} ; erreur imposée = 0.02%, $\dot{\epsilon} = 100 \text{ s}^{-1}$

L'étude de la qualité des éléments en termes d'erreur obtenue pour les différentes longueurs caractéristiques (figure IV-16), montre que celle-ci agit aussi fortement sur le pourcentage des éléments qui respectent l'erreur souhaitée par l'utilisateur. En effet, plus la taille minimale est petite, plus le pourcentage des éléments incompatibles avec l'erreur imposée est faible. En

revanche, une taille minimale petite entraîne une augmentation très importante du temps de calcul (figure IV-17b). Cette très forte augmentation du temps de calcul est compréhensible, car le temps CPU est piloté par la taille du plus petit élément. Il faut donc déterminer un compromis entre temps de calcul et éléments ne vérifiant pas l'erreur souhaitée. Dans notre cas d'étude, on peut remarquer que l'erreur évolue peu pour une taille minimale d'élément inférieure à 0,05 mm (figure IV-17a), ce qui nous a permis de définir cette taille pour éviter d'avoir un temps de calcul trop important tout en garantissant une bonne discrétisation spatiale.

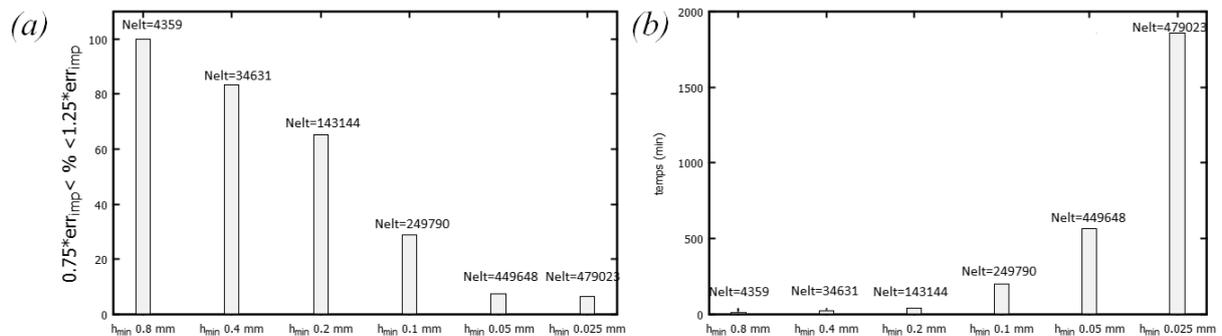


Figure IV-17 : l'influence de la taille minimale imposée (a) sur l'erreur estimée et (b) sur le temps de calcul

IV.3.3.1.2 Influence de l'énergie de rupture

La figure IV-18 montre les courbes force/déplacement identifiées sans et avec endommagement. L'utilisation de la loi pour la simulation de l'essai chapeau avec différentes énergies de rupture G_f montre sa forte sensibilité sur la rupture du matériau. En effet, son augmentation ralentit l'évolution de l'endommagement et donc retarde la propagation de la fissure. Afin d'augmenter le niveau de corrélation avec le résultat expérimental, et donc la fiabilisation du calcul EF, sans la nécessité d'apporter des coûts supplémentaires à la modélisation numérique, une approche d'identification inverse a été adoptée pour la détermination de cette énergie.

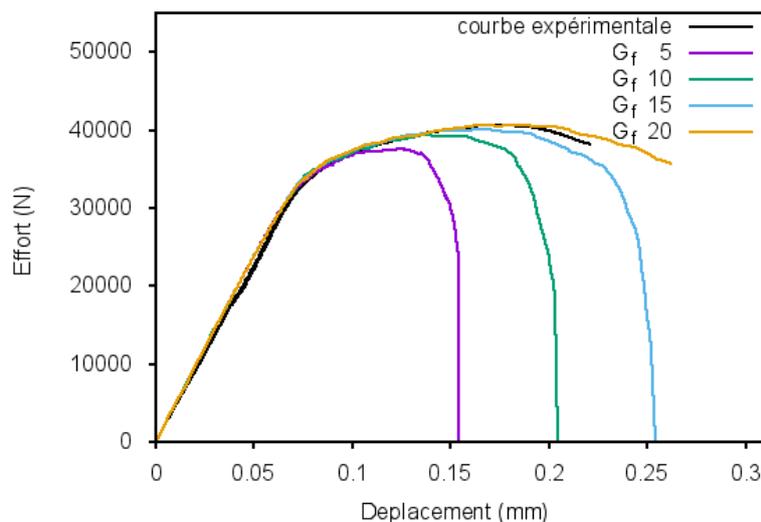


Figure IV-18 : Courbe force/déplacement obtenue en simulation et sensibilité à l'énergie de la rupture ; erreur imposée = 0.02%, $\dot{\epsilon} = 1s^{-1}$, $h_{min} = 0.05 \text{ mm}$

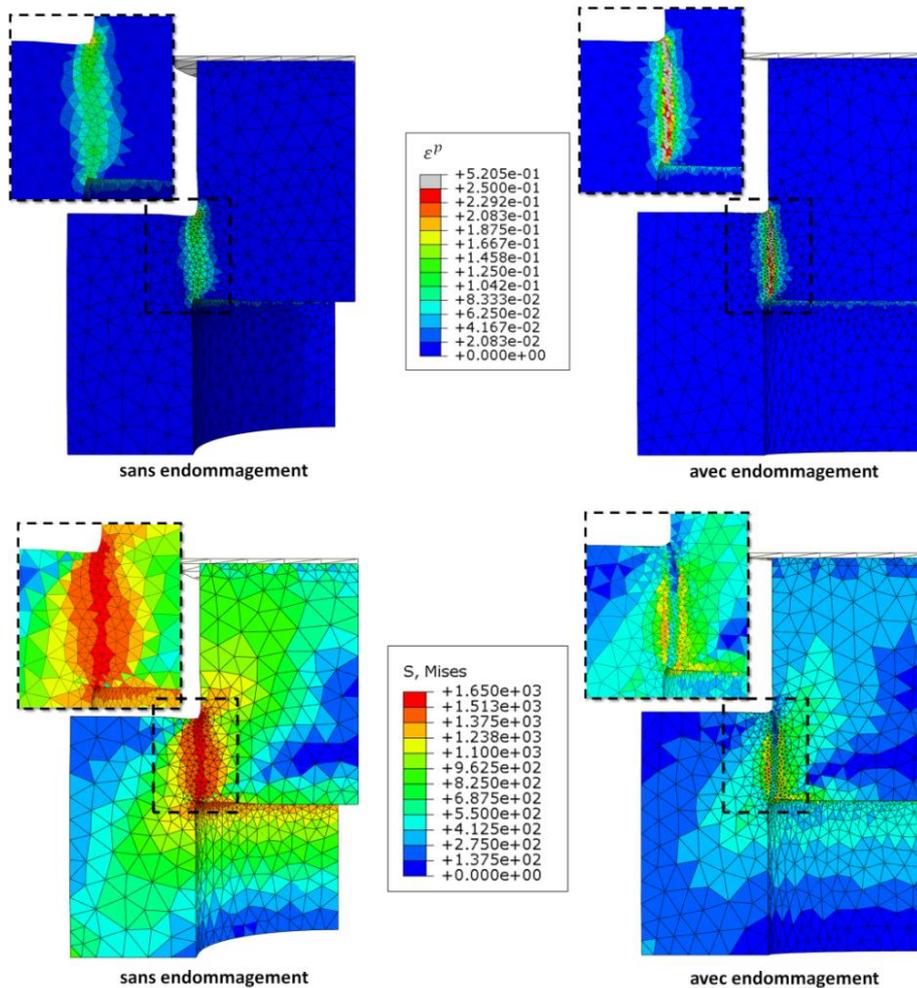


Figure IV-19 : Comparaison au déplacement à la rupture ($u=0.22\text{mm}$) entre les déformations plastiques équivalentes et les contraintes données avec endommagement (à gauche) et sans endommagement (à droite), erreur imposée = 0.02%, $\dot{\epsilon}=1\text{s}^{-1}$, $h_{min} = 0.05\text{ mm}$

La figure IV-19 montre la différence de prédiction de la déformation entre les deux modèles. Avec la prise en compte de l'endommagement, la localisation de la déformation suivie de l'apparition de la bande de cisaillement est très marquée ce qui semble correct avec les différentes analyses micrographiques présentées dans (Ayed, et al., 2017) (voir figure IV-20), alors que le calcul sans endommagement ne prédit pas la forte localisation de la déformation.

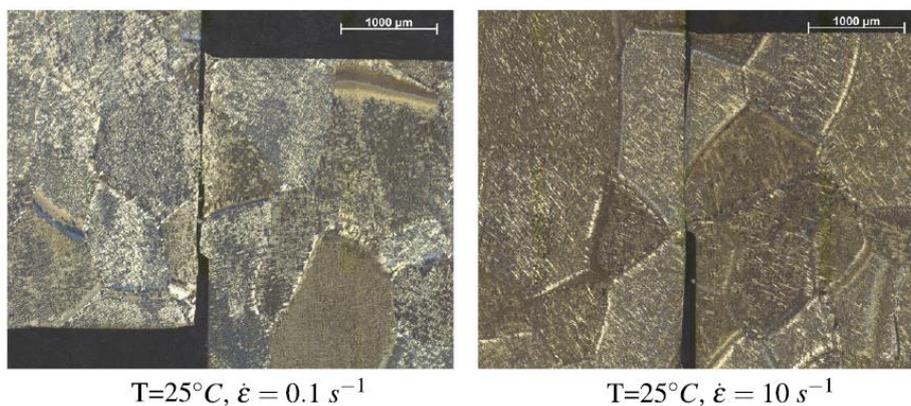


Figure IV-20 : Fissuration de l'éprouvette chapeau : (Ti17) (Ayed, et al., 2017)

IV.3.3.1.3 Initiation et propagation de fissure

La figure IV-21 présente l'historique de la naissance d'une fissure et sa propagation. En effet, elle s'amorce au niveau du bord haut, puis se propage vers le centre de l'éprouvette. Enfin, une rupture fragile est observée ce qui est conforme aux résultats expérimentaux (chute d'effort instantané).

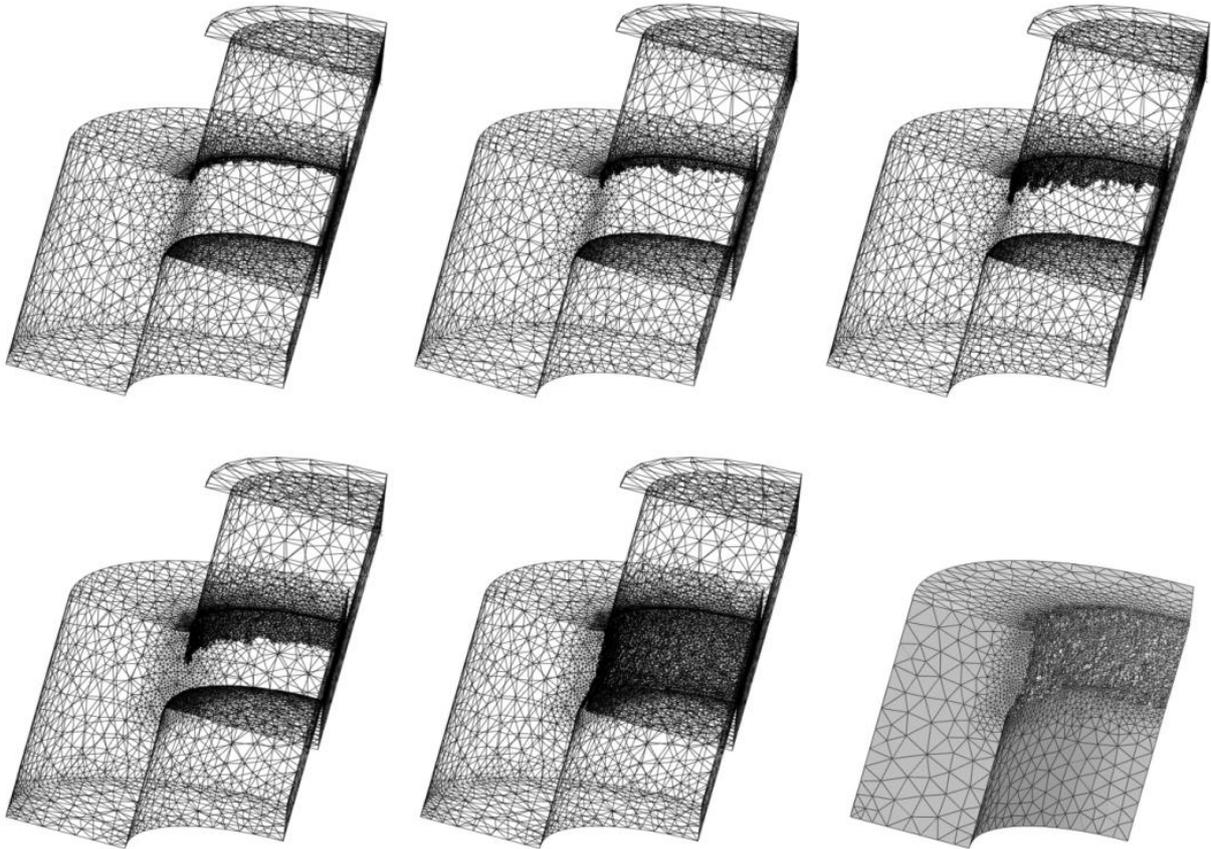


Figure IV-21 : Fissuration du l'éprouvette chapeau : (Ti17), erreur imposée =0.02%, $\dot{\epsilon}=1s^{-1}$

IV.4 Conclusion

Dans ce chapitre, une approche automatique de remaillage adaptatif tridimensionnel basée sur la modification de maillage local et global a été présentée pour simuler divers processus de mise en forme. Afin de s'adapter automatiquement aux champs physiques et aux formes géométriques, ce processus a été mis en œuvre avec une fréquence de remaillage variable. Cette caractéristique permet aussi d'éviter des itérations inutiles et de réduire le coût en temps. Toutefois, après transfert, les champs cinématiques estimés à partir du premier maillage ne vérifient pas nécessairement l'équilibre sur le deuxième maillage, autrement dit, le système n'est plus en équilibre mécanique. En effet, les courbes numériques montrent des fluctuations initiales de la réponse effort/déplacement après chaque étape de remaillage. La stratégie d'équilibrage proposée permet de réduire très fortement ces fluctuations en accord avec les données expérimentales.

En outre, une bonne qualité des éléments est maintenue avec la stratégie adaptative tout au long du calcul, alors qu'elle se dégrade fortement sans adaptation de maillage. Enfin, les résultats globaux sont très encourageants et montrent l'efficacité et la robustesse de la stratégie d'adaptation automatique proposée pour éviter la distorsion des éléments et simuler des niveaux de géométrie plus complexes avec endommagement.

La figure IV-22 reprend le schéma global en mettant pour chaque étape la solution retenue (sous forme d'étiquette liée au cadre). Le tableau IV-2 représente aussi l'ensemble des paramètres imposés constants tout au long du processus adaptatif. Les autres variables (la taille minimale L_{min} , la taille maximale L_{Max} et l'erreur imposée ϵ_{imp}) sont considérés comme des paramètres non constants qui dépendent fortement du problème considéré.

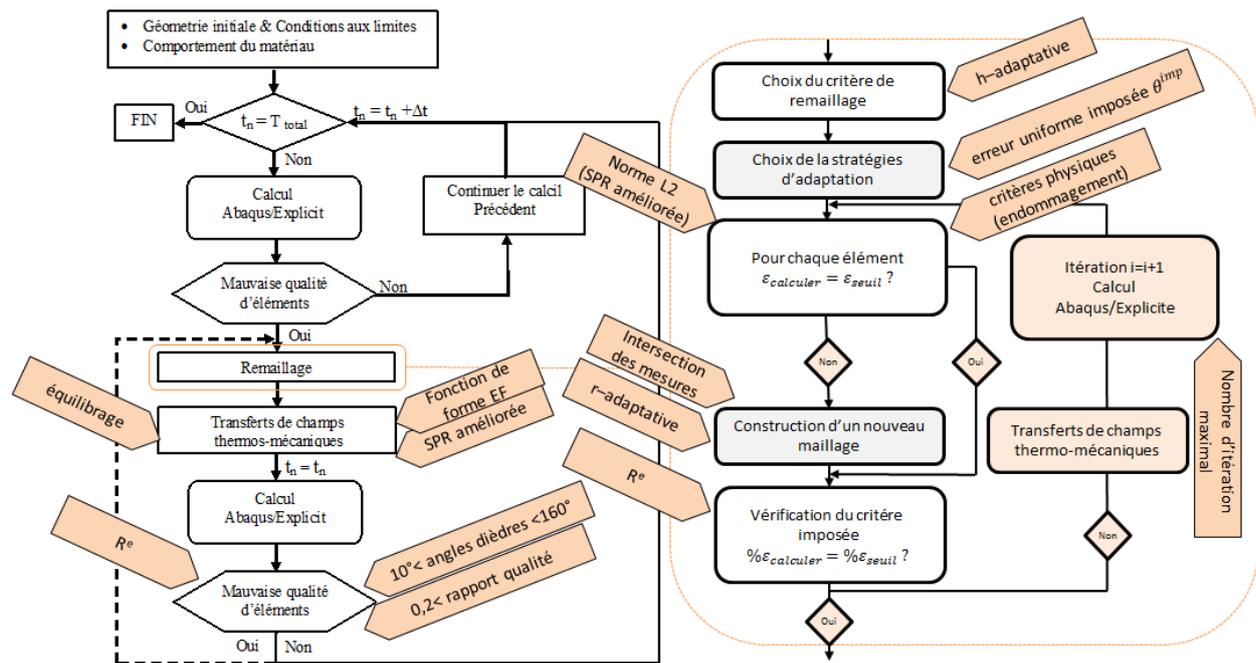


Figure IV-22 : Processus d'adaptation du maillage avec les solutions retenues

Tableau IV-2: Paramètre du processus de remaillage du maillage

Paramètre étudié	Valeur	
α_{min}^d	Minimale dièdres angles (°)	10
α_{max}^d	Maximale dièdres angles (°)	160
r_{min}^q	Rapport qualité d'élément minimale	0,2
r_{max}^q	Rapport qualité d'élément maximale	1,0
$nb_{ité}^{max}$	Nombre d'itérations maximales	8
γ	le facteur de dimensionnement	$\gamma = \frac{h_{axn}}{h_{min}} / nb_{ité}^{max}$
R^{opt}	Pourcentage d'optimalité (%)	75
D_{seuil}	Seuil d'endommagement	0,2
α	Constante d'endommagement	8,0
h_{min}^D	Taille minimale d'élément complètement endommagé (mm)	$h_{min}^D = h_{min}$
h_{Max}^D	Taille maximale au seuil d'endommagement (mm)	$h_{max}^D = 5 \times h_{min}$

- $(\alpha_{\min}^d, \alpha_{\max}^d, r_{\min}^q, r_{\max}^q)$: Ces paramètres représentent principalement les indices qui définissent la qualité de chaque élément. Les valeurs définies dans le tableau IV-2 sont similaires à la documentation d'Abaqus (Abaqus, 2013).
- Le nombre d'itérations maximales $nb_{ité}^{\max}$ a été sélectionné relativement important pour garantir la convergence la discrétisation spatiale du maillage.
- Le pourcentage d'optimalité R^{opt} est un paramètre imposé par l'utilisateur qui permet d'éviter un nombre d'itérations trop importantes, ce qui est coûteux en termes de temps CPU. Une faible valeur minimise le nombre d'itérations maximales nécessaire et inversement.
- Le facteur de dimensionnement γ permet d'éviter une variation trop rapide de taille d'élément entre deux itérations successives. La valeur de ce paramètre est définie en fonction de la taille minimale h_{\min} , la taille maximale h_{\max} et le nombre d'itérations maximal $\gamma = \frac{h_{\max}}{h_{\min}} / nb_{ité}^{\max}$ de telle sorte qu'il garantit qu'un élément d'une taille minimale h_{\min} peut avoir une taille maximale h_{\max} après $nb_{ité}^{\max}$ et inversement.
- $(D_{seuil}, \alpha, h_{\min}^D, h_{\max}^D)$: L'ensemble de ces paramètres représente la variation analytique de la taille d'élément basée sur un critère d'endommagement. Elles sont explicitées en détail dans la figure III-6. Tel que α est une constante qui définit le taux de localisation de la taille d'élément. Plus cette valeur est importante, plus la zone raffinée sera étendue (donc moins de diffusion numérique).

Chapitre V. Validation du modèle à l'échelle locale

V.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est de réaliser des mesures de champs locaux qui serviront par la suite à la validation de la simulation numérique à cette échelle. Dans un premier temps, l'étude expérimentale sera présentée dans le cadre d'un essai de cisaillement, puis pour une opération d'usinage. Ces cas d'études serviront à montrer les capacités de la méthodologie proposée pour des mesures en conditions extrêmes. Dans un deuxième temps, la fiabilité de l'approche adaptative développée sera validée par ces mesures expérimentales.

V.2 Matériau étudié

Le matériau étudié est un alliage du titane, de désignation TA6V. Son utilisation est importante dans divers domaines industriels, mais plus particulièrement en aéronautique, en navale ou encore en biomédicale. Ceci est essentiellement dû à ses propriétés physiques, mécaniques et thermiques intéressantes, et cela même à des températures élevées. Les principales caractéristiques mécaniques et physiques sont données dans le tableau V-1 (Lutjering & Williams, 2003; Leyens & Peters, 2005).

Tableau V-1: Propriété mécanique et physique du TA6V

	Propriété	Valeur
HV	Dureté (Hv)	300-400
E	Module d'Young (GPa)	110-140
Re	Limite d'élasticité (MPa)	800-1100
Rm	Résistance maximale à la traction (MPa)	900-1200
A	Allongement à la rupture (%)	13-16
K_{Ic}	Ténacité ($MPa\sqrt{m}$)	33-110
ρ	Masse volumique (kg/m^3)	4430
λ	Conductivité thermique ($Wm^{-1}K^{-1}$)	7
c	Capacité thermique massique ($Jkg^{-1}K^{-1}$)	530
T β	Transformation allotropique ($^{\circ}C$)	995

Dans le cadre de notre application, cet alliage est reçu sous forme de barres cylindriques laminées. Sa composition chimique normalisée est présentée dans le tableau V-2

Tableau V-2: La composition chimique du TA6V (en masse)

	Al	V	Cr	Mo	Fe	H	C	O	N
TA6V	6.02	4.09	1.6	4.7	0.06	0.001	0.015	0.16	0.006

Le pourcentage en masse de ces éléments d'addition ainsi que les traitements thermomécaniques utilisés lors de l'élaboration du TA6V agissent fortement sur sa microstructure finale (Calamaz, 2008; Courbon, 2011). Généralement, on peut classer les alliages de titane, suivant leur teneur en phase α et β à température ambiante : les alliages 100% alpha, 100% bêta et les alliages mixtes alpha-bêta. Cette dernière catégorie étant elle-même

divisible en trois sous-catégories : les quasi-alpha, alpha + bêta et les quasi-bêta. Cette différence dans la morphologie des grains ainsi que la fraction volumique des phases alpha et bêta a un effet non négligeable sur la segmentation du copeau, et donc sur tout le processus de coupe (Armendia, et al., 2010). Par conséquent, il est nécessaire de bien caractériser la microstructure initiale du matériau étudié. Dans la figure V-1, la microstructure initiale obtenue après polissage et attaque chimique est présentée. On retrouve une structure biphasée (alpha en gris et bêta en blanc).

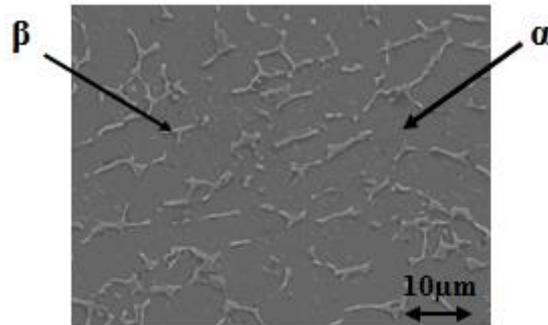


Figure V-1 : Microstructure de l'alliage de titane TA6V observée au MEB sur des sections polies à température ambiante.

V.3 Aspects mesure de champs 2D

V.3.1 Limites des mesures extenso-métriques

Les techniques traditionnelles d'extensométrie par jauges fournissent une mesure moyenne locale à une échelle macroscopique (surface d'une jauge d'un à quelques mm², voir cm²) ; ce qui implique que la région de mesure est considérée comme représentative de l'ensemble de l'échantillon or, ceci n'est vrai que dans le cas où le matériau est parfaitement homogène, la déformation parfaitement uniforme et les conditions aux limites parfaitement fixées, ce qui n'est jamais le cas.

Dans le cas des applications qui nous intéressent ici (cisaillement en usinage), de très fortes hétérogénéités géométriques et de comportement sont présentes. Un des moyens pour quantifier les hétérogénéités des déformations à l'échelle locale est l'utilisation d'une technique de mesure sans contact de champs cinématiques (CIN). Contrairement aux techniques traditionnelles, les CIN donnent accès non plus à des valeurs scalaires correspondant à une valeur locale, mais à des champs de mesure et donc à des informations beaucoup plus riches (l'équivalent de très nombreuses jauges d'extensométrie). Il est donc possible de mesurer les déformations dans la zone de striction, là où la déformation est maximale. De plus, les CIN permettent d'accéder à des mesures dans des zones très encombrées, là où les jauges présenteraient des difficultés de mise en œuvre. Les principales techniques de mesure de champs cinématiques sont résumées dans les paragraphes suivants.

V.3.2 Les mesures sans contact

Les techniques de mesure sans contact des déformations d'un matériau s'articulent principalement autour de quatre familles (Surrel, 2004) : l'interférométrie holographique

(Sjödahl, 1998; Yamaguchi, 2003; Bruno, et al., 2008), l'interférométrie de moiré (Cordero, et al., 2005; Ryu, et al., 2008; Cosola, et al., 2008; Kokaly, et al., 2003), la méthode de la grille (Parks, 1982; Mathias, et al., 2006; Badulescu, et al., 2009) et la corrélation d'images numériques (Sutton, et al., 1986; Hild & Roux, 2006; Grytten, et al., 2009; Pan, et al., 2009).

V.3.2.1 L'interférométrie holographique

L'interférométrie holographique englobe tous les phénomènes d'interférences dans lesquels l'une des ondes au moins qui participent aux interférences est projetée sur la surface d'étude par une source extérieure. Cette méthode permet de calculer des déplacements micrométriques en chaque point de la surface d'un objet à partir de son image interférométrique. Il existe plusieurs méthodes d'interférométrie homalographique (Rastogi, 1997). Ces différentes méthodes sont caractérisées par une grande souplesse dans le choix des directions d'éclairage et d'observation, cependant elles sont très difficiles à mettre au point. De par la nécessité de « projeter » le réseau, ces méthodes ne permettent pas de faire du suivi de points et sont souvent utilisées pour de la mesure de forme et pas de déformation (ou alors de très petite déformations élastiques).

V.3.2.2 Méthode de moiré

La méthode de moiré est une technique de mesure optique qui repose sur le phénomène de diffraction d'une onde lumineuse monochromatique par un réseau de pas " p_0 " (Post, et al., 1994). Le réseau, déposé à la surface de l'échantillon à étudier, est éclairé par deux faisceaux incidents selon les angles: $\theta_A = \frac{\lambda}{p_0}$ pour le premier faisceau et $\theta_B = \frac{-\lambda}{p_0}$ pour le deuxième (figure V-2.).

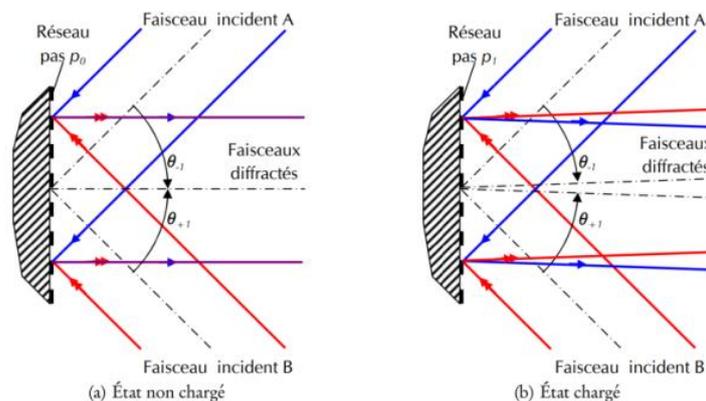


Figure V-2 : Schéma de principe du moiré interférométrique (Moulart, 2007)

Ces deux faisceaux sont diffractés suivant la relation suivante:

$$\sin \theta_k + \sin \theta_i = \frac{k\lambda}{p_0} \quad (V.1)$$

Avec " θ_i " correspond à l'angle d'incidence et " θ_k ", l'angle de diffraction d'ordre " k ".

En l'absence de chargement, le premier faisceau est confondu avec le deuxième faisceau figure V-3a. Mais lorsque la pièce se déforme, le pas du réseau de diffraction se modifie (passant de p_0 à p_1) rompant l'égalité précédente : les faisceaux diffractés ne se superposent plus

parfaitement, mais forment un angle entre eux figure V-3b. L'interaction entre ces deux réseaux provoque la création de franges d'interférences figure V-3b. Le passage successif d'une frange blanche ou noire d'un réseau à l'autre caractérise le déplacement différentiel du réseau déformé.

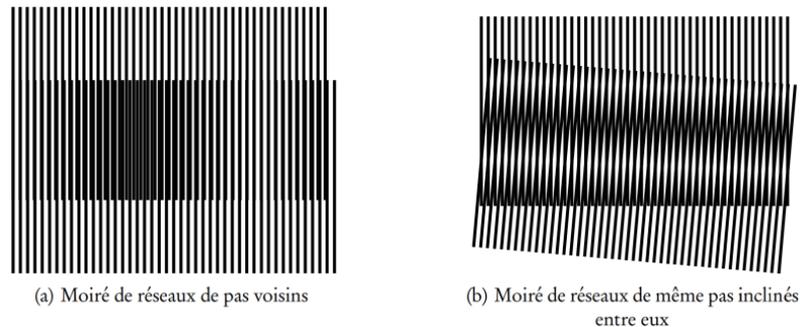


Figure V-3 : Principe du phénomène de moiré (Moulart, 2007)

Pour conclure, les méthodes de moiré présentent une forte résolution spatiale à l'échelle nano-optique pour l'analyse de très petites déformations. Ceci a été aussi montré par Miller et al. (Miller, et al., 2001). Cependant, l'utilisation de cette méthode dans le cas d'usinage est quasi impossible vu les conditions extrêmes de la coupe d'une part (déplacements dans le plan et hors plan, grande déformation, etc..) et d'autre part la complexité du montage optique à mettre en place (nombreux miroirs positionnés de façon très précise).

V.3.2.3 La méthode de la grille

La méthode de suivi de grille ou de marqueurs est une technique d'analyse d'images qui permet de mesurer le champ de déplacement plan de la surface d'un objet soumis à un chargement (Bugat, 2000; Coudert, et al., 2004). Elle consiste à suivre le déplacement du motif (grille) qui est solidaire à la pièce testée, figure V-4.



Figure V-4 : Différents motifs utilisés par les méthodes de suivi de marqueurs ou de grilles (Orteu, 2002)

La grille peut être déposée par différentes techniques (électrolithographie, gravure laser, etc..). Le type de marquage, ou de grille, est souvent en relation avec le niveau d'observation et les domaines d'applications, les contraintes expérimentales et le type de matériau. Les champs de déplacements sont calculés à partir des déplacements des marqueurs ou nœuds de la grille entre deux images (une image de référence de l'objet à l'état initial et une image du même objet après avoir subi une transformation mécanique). Ici, le motif est « maîtrisé » par rapport à la corrélation d'images (ou DIC, Digital Image Correlation) c'est à dire qu'il est répétable d'un essai à l'autre (pas le cas du mouchetis). De plus, il est possible d'augmenter le pas de la grille à la

résolution souhaitée et à la taille du capteur en tenant compte du grossissement optique (taille du pixel dans le plan objet). Généralement, les méthodes de grille sont plus précises que la DIC. Cependant, l'utilisation de cette méthode ne semble pas opportune pour l'usinage, car déposer des grilles « propres » aux échelles qui nous intéressent est très difficile pour ne pas dire impossible.

V.3.2.4 La méthode de corrélation d'images

La technique de corrélation d'images (DIC) est une méthode de métrologie optique sans contact qui permet d'identifier précisément des déformations locales à la surface des matériaux sollicités. Le principe de cette technique, illustré dans la figure V-5, consiste à identifier les champs de déplacement entre deux images de la zone étudiée à deux états distincts de déformation (image de référence et image déformée). La comparaison des deux images permet de calculer le champ de déplacement entre les deux états et par dérivation numérique à un champ de déformation, ou encore de vitesse de déformation.

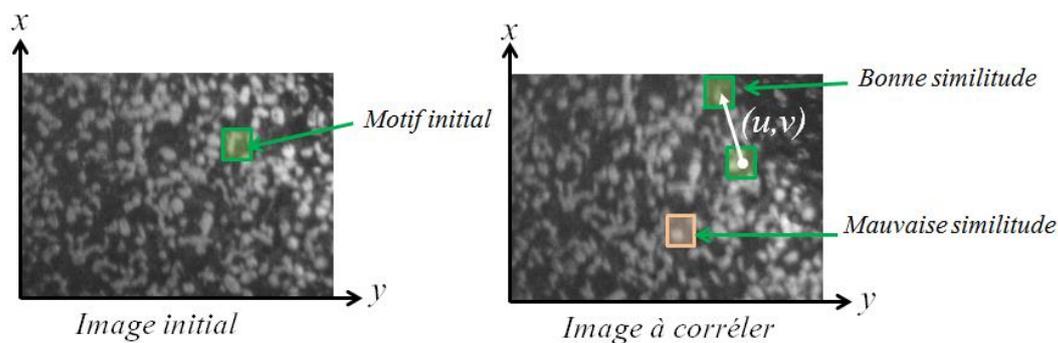


Figure V-5 : Principe de la méthode de corrélation d'image

Cette technique a l'avantage d'être non intrusive (sans contact) et d'offrir une bonne résolution spatiale 2D en fonction des motifs identifiables dans la zone d'observation. De plus, la résolution spatiale de la mesure n'est pas limitée à la distance entre les points, contrairement à la méthode de grille, elle dépend du post-traitement, de la qualité du mouchetis appliqué sur la surface et de la performance de la caméra CCD (Charge Coupled Device) (Pottier, et al., 2014a). Sous cette réserve, les trois seules limitations actuelles sont :

- Mesure en surface uniquement (il est impossible d'avoir des informations sur les déformations en sous-surface) ;
- L'obligation d'observer des surfaces planes (ou presque plane) ;
- Pendant l'essai, la distance entre l'objet et l'appareil photo doit être maintenue constante (éviter les images hors plan) et orthogonale à l'axe de la caméra.

V.3.3 Critères de sélection

Le choix d'une technique de mesure de champs cinématique adéquate à notre étude (usinage) mène à trois conditions majeures :

1. La technique expérimentale choisie doit permettre l'observation des bandes de cisaillement générées lors de la formation du copeau ;

2. Vu l'hétérogénéité de la déformation en usinage, la technique de mesure de champs doit requérir au minimum une cinquantaine de points de mesure dans la zone à étudier, qui mesure $0,5 \times 0,5 \text{ mm}^2$. Ceci implique une résolution spatiale en déformations d'environ $10 \mu\text{m}^2$;
3. Une fréquence d'acquisition (fps) élevée qui assure une description plus fine dans l'analyse de la formation de copeau. Néanmoins, l'augmentation de ce paramètre est souvent accompagnée par une dégradation de la résolution spatiale (fenêtrage). Dans le cadre de notre application, la caméra rapide adoptée donne l'accès à 10000 fps pour une résolution de 384×352 pix ce qui assure un nombre d'image assez pertinent, mais pour une description spatiale faible soit $345 \times 399 \mu\text{m}^2$. On privilégiera donc la résolution de 512×512 pix soit $580 \times 580 \mu\text{m}^2$ (à 6000 fps). En effet, il convient de diminuer la fréquence d'acquisition pour gagner en résolution spatiale afin d'avoir suffisamment d'images visibles tout en garantissant la visibilité de toute la zone de cisaillement

V.3.4 Technique retenue

Parmi les techniques de mesure de déplacements, ou de déformations, actuellement disponibles, celles basées sur l'analyse d'images numériques font partie des plus intéressantes et sûrement les plus faciles à mettre en œuvre, car elles ne nécessitent pas une préparation importante de la surface. Elle nécessite 'seulement' de réaliser des images nettes des motifs de la zone à étudier (mouchetis) avant et après déformation (ou en cours de déformation pour avoir une évolution).

Cette technique de corrélation d'images nécessite des surfaces ayant une texture (mouchetis) aléatoire et suffisamment fine. Classiquement, cette dernière est obtenue en projetant successivement de la peinture noire et blanche sur la surface. Dans le cas présent de notre étude, cette technique n'est pas applicable, car les taches de peinture générées ont une taille de quelques dizaines de micromètres, ce qui est beaucoup trop gros pour localiser la déformation aux bandes de cisaillement primaire. Il a donc été retenu d'utiliser le contraste généré par la microstructure du matériau après attaque chimique de la surface. Cette technique a été validée par Pottier ([Pottier, et al., 2014a](#); [Whitenton, 2010](#)) pour des observations sur le même matériau.

V.3.5 Principe de la méthode de corrélation d'image numérique

D'un point de vue pratique, on cherche à appairer une image dite « de référence » avec une image obtenue après déformation. Cette opération nécessite une texture suffisamment aléatoire. En effet, grâce aux variations de texture de la surface de l'objet observé, chaque image est discrétisée spatialement en petites zones, ou imagerettes, de (taille $n \times n$ pixels) centrées sur un point M (figure V-6), qu'on appellera par la suite motif, ou domaine de corrélation D . On obtient donc pour chaque domaine D une valeur de niveau de gris de leurs pixels. Chaque pixel apporte une information codée sur un nombre de bits prédéfini par la sensibilité du capteur (typiquement 8, 12, 14 ou 16 bits). Cette information correspond au flux lumineux reçu sur ce pixel (figure V-6b). Ainsi, il est possible de repérer les mêmes motifs sur les deux images, et donc connaître leur déplacement relatif.

Dans cette étude, le logiciel 7D, développé au sein du laboratoire SYMME de l'université de Savoie par Vacher et al. (Vacher, et al., 1999) est utilisé. Il supporte la plupart des formats usuels de photos (tif, jpeg, bmp, etc..) codées sur 8 ou 12 bits, noir et blanc ou couleur. Cet outil permet de rechercher, sur chaque image déformée, en chacun des motifs de la grille, celui le plus semblable comparé à l'image non déformée.

Le champ de déplacement associé à chaque élément de grille est estimé sous la forme bilinéaire suivante :

$$\begin{cases} du(u, v) = au + bv + cuv + d \\ dv(u, v) = eu + fv + guv + h \end{cases} \quad (V.2)$$

Avec du et dv sont respectivement le déplacement suivant u et v du point M . a, b, c, d, e, f, g et h représentant les huit paramètres d'approximation des composantes des déplacements du et dv .

Pour évaluer la similarité de deux motifs entre deux images, plusieurs types de coefficients de corrélation sont implémentés dans le logiciel 7D. Deux principaux types sont :

- formulation de type «normalized cross correlation» :

$$C_1 = 1 - \frac{\sum_{i \in D} f(X_i) \times g(x_i)}{\sqrt{\sum_{i \in D} f(X_i)^2 \times \sum_{i \in D} g(x_i)^2}} \quad (V.3)$$

- formulation de type «zero mean normalized cross correlation» :

$$C_2 = 1 - \frac{\sum_{i \in D} (f(X_i) - \bar{f}) \times (g(x_i) - \bar{g})}{\sqrt{\sum_{i \in D} (f(X_i) - \bar{f})^2 \times \sum_{i \in D} (g(x_i) - \bar{g})^2}} \quad (V.4)$$

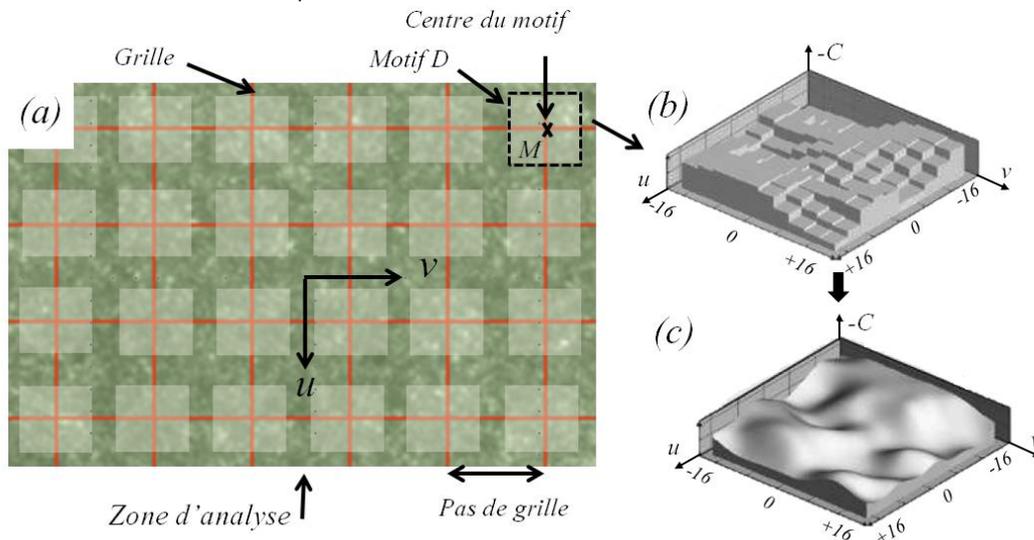


Figure V-6 : (a) Image à niveaux de gris aléatoires avec la grille virtuelle (rouge) et le domaine de corrélation (vert); (b) représentation en trois dimensions de niveaux de gris du motif ; (c) champs d'intensité de niveaux de gris du motif obtenu par interpolation bicubique

Celui utilisé dans cette étude s'appuie sur une formulation de type *zero-mean normalized cross correlation* (ZMNCC). Cette expression tend à minimiser l'impact d'une variation relative de luminosité entre les deux images. Pour chacun des pixels i du domaine de corrélation D , les fonctions f et g retournent respectivement la valeur du niveau de gris du pixel de coordonnées X_i dans l'image de référence et les coordonnées x_i et dans l'image à corrélérer. \bar{f} et \bar{g} sont

respectivement les valeurs moyennes des niveaux de gris sur le motif non déformé et déformé. Dans le cas non déformé, ce critère tend vers zéro lorsque les deux motifs sont similaires.

Toutefois, le déplacement d'un point de l'image initiale à l'image déformée ne correspond pas à un déplacement en pixels entiers. Dans ce cas, une valeur interpolée du niveau de gris est nécessaire (figure V-6c).

V.3.5.1 Incertitudes des mesures par corrélation sur surfaces planes

En sciences expérimentales, il n'existe pas de mesures exactes. Il est donc primordial de pouvoir quantifier les incertitudes liées à ces mesures en termes de déplacements et de déformations (Wang, et al., 2009). Il existe différentes sources des perturbations que l'on peut classer en trois familles :

- Erreurs liées à l'éprouvette et au chargement mécanique,
- Erreurs liées au système d'acquisition des images,
- Erreurs liées à l'algorithme de la corrélation.

Le tableau V-3 détaille les principales sources des perturbations liées à ce classement. Pour une discussion plus complète, le lecteur pourra se reporter aux travaux de (Bornert, et al., 2008).

Pour évaluer l'incertitude de mesure expérimentale, Coudert (Coudert, 2005) a réalisé des études expérimentales en s'appuyant sur le logiciel 7D et a proposé certains critères (critère par rapport à des déplacements de corps solides, critère par rapport à des déformations numériques d'images, critère par rapport à une mesure extérieure de référence et critère sur les écarts entre quadrilatères). Il conclut que dans un cas de petites déformations (inférieures à 5%) l'incertitude de mesure en termes de déplacements est de 0,01 pixel, ce qui donne en termes de déformation, pour une taille d'élément de 12x12 pixel, une incertitude de l'ordre de 10^{-3} .

Tableau V-3: Les principales sources d'erreur de la technique DIC sur surfaces planes (NGUYEN, 2011)

Erreurs liées à l'éprouvette et au chargement mécanique	<ul style="list-style-type: none"> - Mouchetis (en termes de taille et de contraste) - Déplacement hors plan - Planéité de l'échantillon - Vibration du système de chargement - ...
Erreurs liées au système d'acquisition des images	<ul style="list-style-type: none"> - Positionnement de la caméra par rapport à la zone observée - Réglage de la netteté - Vibration du dispositif d'acquisition - Résolution des images en termes de pixels - ...
Erreurs liées à l'algorithme de la corrélation	<ul style="list-style-type: none"> - Dimension des motifs - Dimension de la grille - Choix du coefficient de corrélation - Type d'interpolation des niveaux de gris - Algorithme de recherche sub pixelique - ...

Étant donné les différentes sources d'incertitude présentées dans le tableau V-3, il est important de les estimer pour notre cas d'étude. Dans le cadre de ce travail de thèse, où les déformations sont non homogènes et très importantes, l'erreur de mesure issue de la corrélation d'image est décrite par une distribution uniforme dont l'amplitude égale à 0,1 pixel. Le choix d'une distribution uniforme a été aussi proposé par Pottier (Pottier, 2010) et repose sur le fait que cette distribution est plus critique qu'une distribution normale.

V.4 Essai de cisaillement

Une première étude expérimentale a été conduite pour valider l'utilisation de la corrélation d'images pour une sollicitation en cisaillement et pour déterminer les paramètres de traitement des images. Les champs cinématiques sont ensuite déterminés par corrélation d'image.

V.4.1 Principe de l'essai de cisaillement

Afin de valider la bonne observation de la naissance d'une fissure et de sa propagation, il est apparu judicieux de réaliser des essais de cisaillement identiques à ceux proposés dans les travaux de Merklein et Biasutti (Merklein & Biasutti, 2011). Le principe général consiste à réaliser un essai de traction sur une éprouvette spécifique (figure V-7) qui va générer une sollicitation en cisaillement dans sa zone utile. En effet, au centre de la partie utile de l'éprouvette, deux encoches ont été réalisées pour favoriser l'amorçage de macro-fissures (parallèles à l'axe de sollicitation) par cisaillement. La géométrie plane de l'éprouvette facilite l'utilisation de la corrélation d'images pour observer la zone de cisaillement.

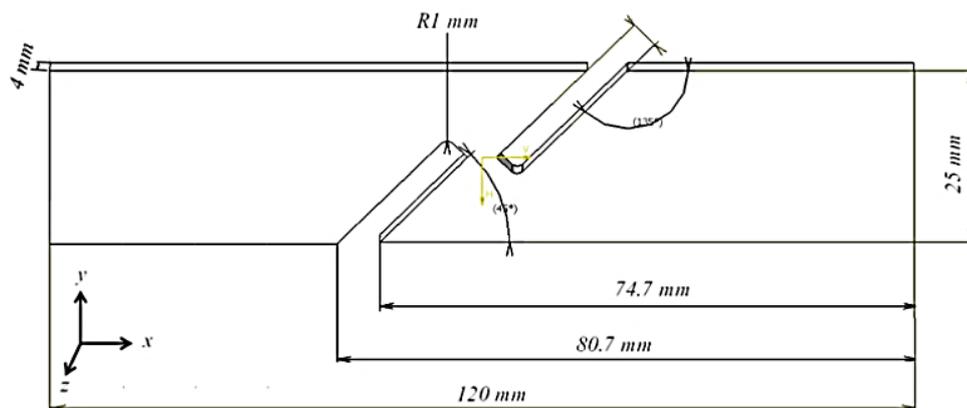


Figure V-7 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette de cisaillement uniaxial

V.4.2 Dispositif expérimental

La machine utilisée pour réaliser les essais de cisaillement uniaxial est une machine de traction de la marque Instron-8801. Elle est équipée d'une cellule de charge de capacité ± 100 kN et peut être pilotée en déplacement ou en effort. Dans cette étude, le mode de pilotage en déplacement a été retenu. Pour chaque essai une hauteur de 15 mm de chaque côté de l'éprouvette est pincée dans les mors de la machine (prise de mors), dont l'un est animé par la vitesse de déplacement fixée constante au cours de l'essai. Différentes vitesses de déplacement

ont été utilisées (1 mm/min, 0,1 mm/s et 1 mm/s). Pour tous les tests, l'effort de traction est donné directement par l'intermédiaire du logiciel Bluehill de INSTRON. Une caméra numérique est positionnée en face de l'éprouvette, pour capturer des images de sa surface durant sa déformation. Cette caméra monochrome de résolution 1280×1024 pixels est équipée d'un objectif coaxial réglable et d'un zoom permettant d'observer une zone réduite de la surface utile. Un éclairage LED est utilisé pour assurer un éclairage uniforme de l'ensemble ce qui nous a permis d'avoir un contraste optimal sur les images numériques enregistrées. La figure V-8 montre une vue globale de l'environnement d'essai : partie mécanique et optique, ainsi la zone utile observée par la camera.

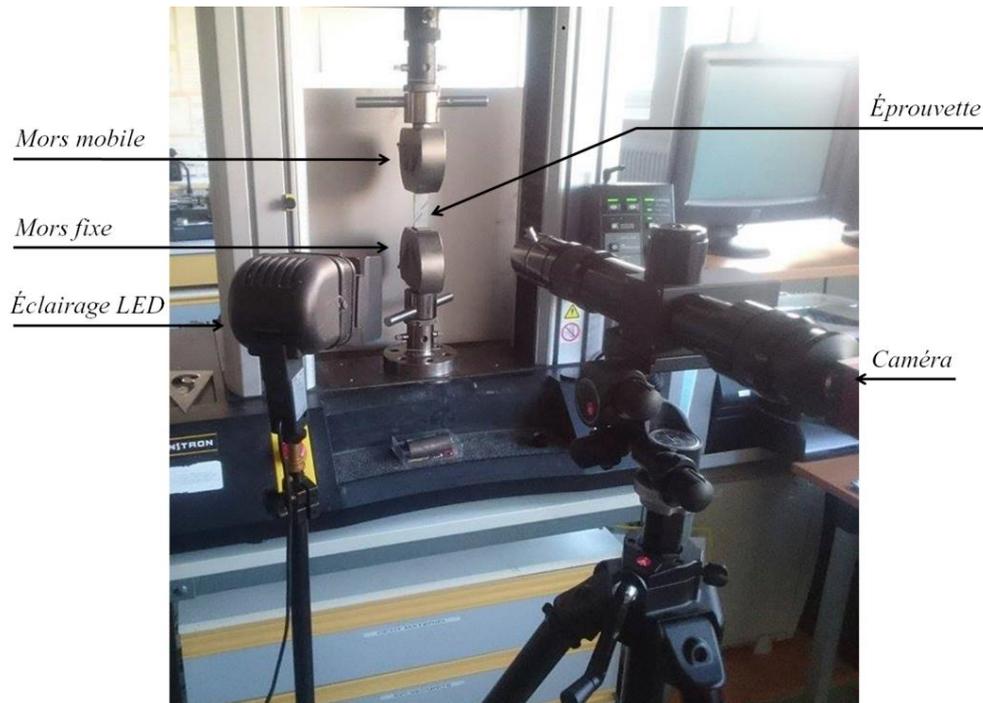


Figure V-8 : Dispositif expérimental des essais de cisaillement

La zone observée doit être suffisamment petite pour révéler la naissance de la fissure. Néanmoins, elle doit être aussi suffisamment grande pour suivre sa propagation entre les deux encoches et être représentative du comportement macroscopique du matériau étudié. On rappelle que les observations sont effectuées au centre de l'éprouvette or, seul le mors supérieur de la machine est piloté en déplacement ce qui produit une non-symétrie du déplacement global de la zone observée. Autrement dit, au cours de l'essai la zone utile peut sortir des limites de la zone observée par la caméra (initialement définie). L'ensemble de ces contraintes et des conditions du montage nous a conduit à choisir un grossissement qui permet d'obtenir une image de $2,3 \times 6,3 \text{ mm}^2$. Dans ce cas, la zone observée par la caméra doit être initialement décalée en haut par rapport au centre de l'éprouvette (figure V-9).

Les éprouvettes utilisées sont découpées au fil par électroérosion puis polies mécaniquement dans la partie utile afin de supprimer toute irrégularité de surface pouvant entraîner un amorçage préférentiel de microfissures. Elles sont polies jusqu'à un papier 1 μm sur la face avant d'observation (poli miroir) et jusqu'au papier 1 000 μm sur les autres faces. Puis la zone utile est attaquée chimiquement pendant 20 seconds afin d'obtenir une texture de surface aléatoire (répartition des niveaux de gris) qui permet d'avoir un mouchetis permettant la corrélation d'images avec une bonne résolution.

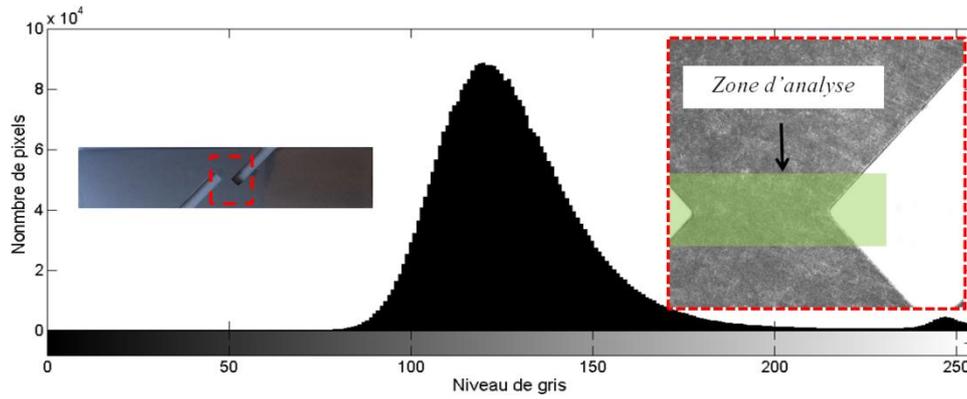


Figure V-9 : Distribution et histogramme des niveaux de gris d'une éprouvette non déformée (zone d'analyse). Image codée sur 8 bits (256 niveaux de gris), taille du pixel 0,0035mm.

Avant le lancement des essais mécaniques, une analyse des niveaux de gris de la zone d'analyse a été réalisée dans le but de vérifier la qualité du mouchetis. Le résultat obtenu dans la figure V-9 montre une distribution des niveaux de gris bien adaptée à la technique de corrélation d'image: étalement continu sur une bonne partie de la dynamique du signal.

V.4.3 Démarche expérimentale pour la mesure locale

Afin d'évaluer plus précisément les déformations et de vérifier leur homogénéité spatiale, une seconde analyse a été adoptée en utilisant cette fois-ci des mesures de champs de déplacement et de déformations par méthode d'analyse d'images à travers le logiciel 7D. Le principe d'utilisation est identique à tous les autres logiciels de corrélation d'images locaux (Correli_Q4, Aramis, VIC3D, etc..). Une fois l'essai réalisé, une grille virtuelle est placée sur une zone d'étude initialement prédéfinie (figure V-10).

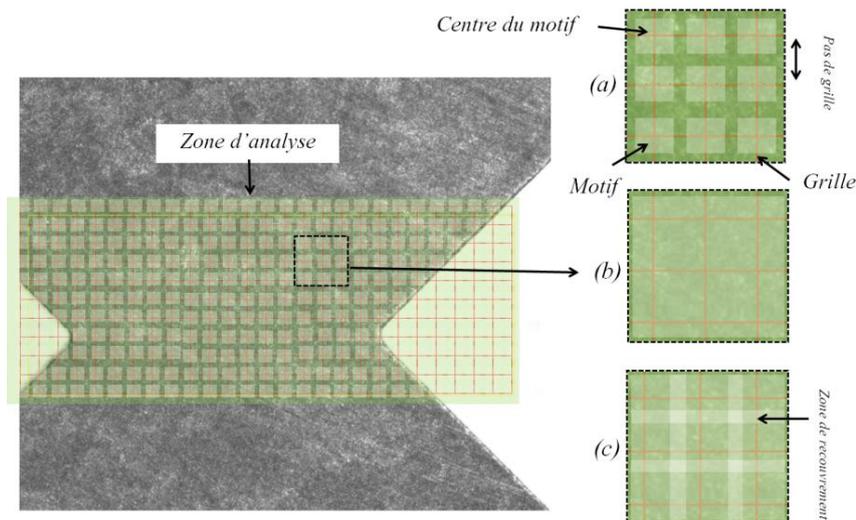


Figure V-10 : Sélection de la zone d'intérêt et choix de la taille de l'imagette a) plus petite ou b) égale ou c) plus grande que la taille de grille.

Toutefois, cette grille est choisie en fonction de la taille du mouchetis et du nombre de pixels utilisables. Dans cette grille chaque croisement de ligne correspond à un point de mesure, donc à la position d'un extensomètre virtuel. Par la suite, on définit la taille du motif de corrélation.

Cette dernière peut être soit plus petite que le pas du maillage, comme sur la figure V-10a, soit égale comme sur la figure V-10b ou plus grande, comme sur la figure V-10c. Le choix de la taille du maillage (grille) et celui du motif dépend fortement de la taille du mouchetis et du nombre de pixels disponibles. Ce choix est souvent critique, car il influence grandement la qualité des mesures et le bruit observé.

Une fois la grille et la taille du maillage définies (20 x 20 pixels), comme sur la figure V-10, l'algorithme de calcul proposé par Vacher et al. (Vacher, et al., 1999) est utilisé pour obtenir le champ de déplacement \tilde{u} en chacun des points de la grille. Enfin, pour chaque point corrélé, le tenseur des déformations en surface au sens de Green Lagrange et de Henky est calculé par le logiciel avec une dérivation spatiale du champ de déplacement \tilde{u} . Ce passage est basé sur la méthodologie suivante :

Considérons un point de M coordonnées initiales (u, v) , ses coordonnées dans l'image déformée sont données par :

$$\begin{cases} u^f = u + U_{(u,v)} \\ v^f = v + V_{(u,v)} \end{cases} \quad (\text{V.5})$$

Ce qui déduit le tenseur gradient de la transformation F :

$$F = \begin{pmatrix} F_{11} & F_{12} \\ F_{21} & F_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 + \frac{\partial U}{\partial u} & \frac{\partial U}{\partial v} \\ \frac{\partial V}{\partial u} & 1 + \frac{\partial V}{\partial v} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 + a + c.v & b + c.u \\ e + g.v & 1 + f + g.u \end{pmatrix} \quad (\text{V.6})$$

Le tenseur de la déformation de Green-Lagrange E est définie par :

$$E = \begin{pmatrix} E_{11} & E_{12} \\ E_{21} & E_{22} \end{pmatrix} = \frac{1}{2}(F^t F - I) \quad (\text{V.7})$$

Avec I la matrice unité et F^t est la transposée de F .

Le tenseur de la déformation de Green-Lagrange E nous permet de remonter à la déformation principale définie par :

$$\begin{cases} E_I = \frac{E_{11} + E_{22}}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{(E_{11} - E_{22})^2 + 4E_{12}^2} \\ E_{II} = \frac{E_{11} + E_{22}}{2} - \frac{1}{2}\sqrt{(E_{11} - E_{22})^2 + 4E_{12}^2} \end{cases} \quad (\text{V.8})$$

Et les déformations logarithmiques (déformation au sens de Hencky) dans les axes principaux :

$$\begin{cases} \varepsilon_I = \frac{1}{2} \ln(2E_I + 1) \\ \varepsilon_{II} = \frac{1}{2} \ln(2E_{II} + 1) \end{cases} \quad (\text{V.9})$$

Avec les déformations logarithmiques minimales ε_{mini} , maximales ε_{maxi} et la valeur du cisaillement maximum $\varepsilon_{s/max}$ sont ainsi définies dans le plan par :

$$\begin{aligned} \varepsilon_{mini} &= \min(\varepsilon_I, \varepsilon_{II}) \\ \varepsilon_{maxi} &= \max(\varepsilon_I, \varepsilon_{II}) \\ \varepsilon_{s/max} &= \frac{1}{2}(\varepsilon_{max} - \varepsilon_{mini}) \end{aligned} \quad (\text{V.10})$$

V.4.4 Résultats expérimentaux et discussion

La figure V-11a donne les valeurs mécaniques globales fournies par la machine de traction. Ces résultats sont exprimés en termes de force en fonction du déplacement imposé (1 mm/min, 0,1 mm/s et 1 mm/s). La superposition des courbes montre que le comportement mécanique du matériau (TA6V) présente une forte sensibilité à la vitesse de déformation. En effet, à déformation imposée équivalente, les efforts augmentent avec la vitesse de déformation. C'est pourquoi des lois élasto-viscoplastiques prenant en compte l'effet de la vitesse de déformation sont fortement recommandées (Courbon, 2011; Ayed, 2013). En plus des mesures d'effort qui restent des données très globales, des observations à l'échelle de la zone de cisaillement ont également été mises en œuvre. Cette zone a été observée à l'aide d'une caméra rapide et les visualisations ont été mises en correspondance avec l'évolution de l'effort indiqué par la machine. Pour ce faire, une dizaine d'images de 1024 × 1024 pixels codées sur 8 bits ont été prises (figure V-11).

Ces différentes images successives montrent la naissance de la fissure et sa propagation. Pour le premier essai (vitesse de déplacement égale à 1 mm/s) 10 images espacées de 170 μs ont été prises. La figure V-11b illustre seulement les 6 images importantes à la compréhension du cisaillement observé. Au niveau de la sixième image, la déformation se concentre clairement au niveau des encoches. À l'image n°8 une déformation intense conduisant à un début d'amorçage de fissure est observée. Enfin, la rupture brutale de l'éprouvette est apparue, suite à la propagation d'une macro-fissure.

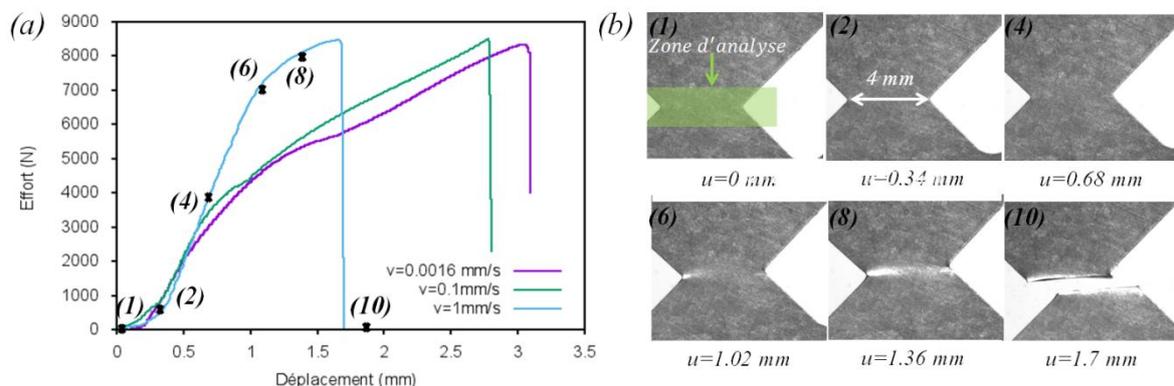


Figure V-11 : (a) Observation d'évolution d'effort global et (b) corrélation par caméra rapide de la zone de cisaillement (1 mm/s)

V.4.4.1.1 Paramètre de mesure

Dans le logiciel 7D la taille de la grille et la taille du motif sont les paramètres clés qui définissent la précision du résultat obtenu. Par la suite la taille de grille est notée TG et la taille du motif est notée TM . La figure V-12 illustre l'étude de la sensibilité de la taille de grille sur les résultats. Cette étude a pour objectif de déterminer le meilleur compromis entre les différentes tailles (TG et TM) qui aboutira aux meilleurs résultats. Les résultats obtenus sont comparés en termes d'évolution du déplacement juste avant la rupture. Afin de retrouver une bonne variabilité du déplacement nous avons choisi d'observer une grande zone de la surface centrale de l'éprouvette, soit 2,3 × 6,3 mm. Pour chaque calibrage, le déplacement vertical des points de la

grille dans le sens perpendiculaire à la propagation de la fissure est étudié (figure V-12, zone verte). On note que les informations ne sont pas calculées aux mêmes points.

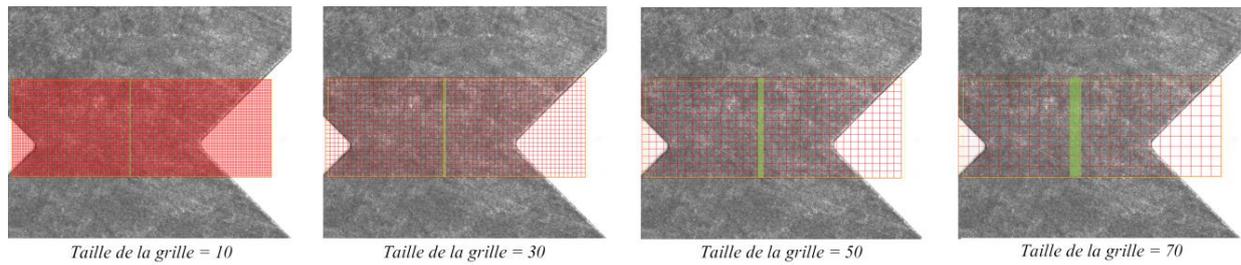


Figure V-12 : Exemple de taille de grille

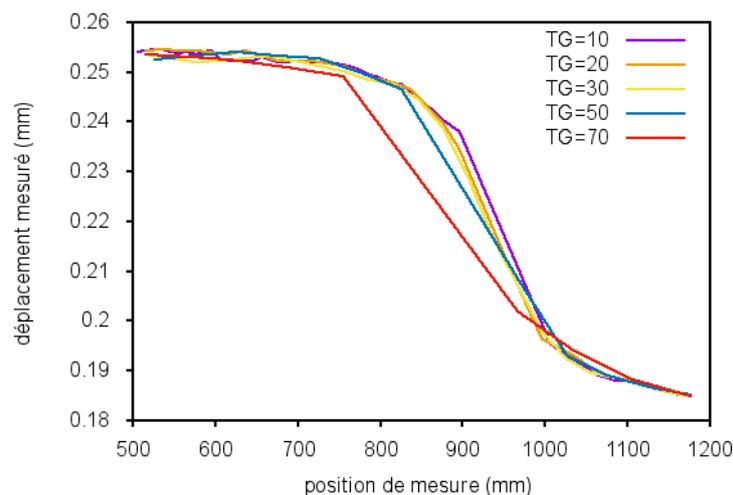


Figure V-13 : Influence de la taille de la grille sur le déplacement pour $TM=10$; $v=1\text{mm/s}$

Pour la variation de la taille de grille (figure V-13), nous observons une faible influence sur les zones à faible gradient. Cependant nous observons une forte influence sur les zones à fort gradient (centre de l'éprouvette). En effet, dans ces zones, plus la taille de la grille est faible plus l'approximation du déplacement est bonne. Toutefois, l'utilisation d'une faible taille conduit à une perte d'information dans certaines zones (figure V-14). En effet, pour une grille fine, le logiciel a plus de mal à retrouver les motifs d'une image à l'autre, ce qui peut entraîner des zones hors corrélation. Ainsi, la taille minimale de la grille a été choisie à 20 pixels ce qui permet de donner une bonne approximation des champs mesurés sur l'ensemble de la zone observée.

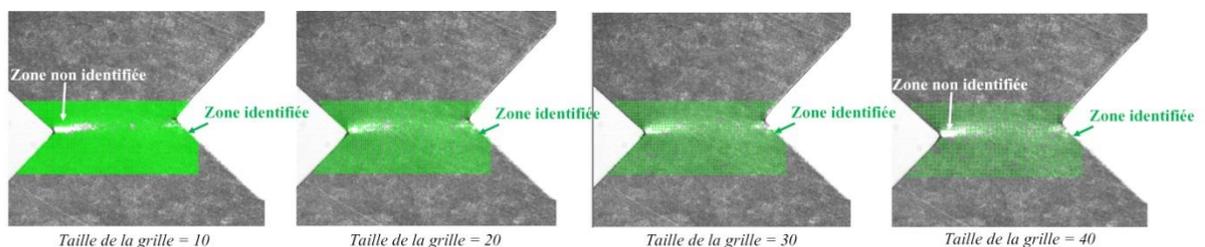


Figure V-14 : Influence de la taille de la grille sur la perte d'information juste avant rupture pour un $TM=10$; test 1 : $v=1\text{mm/s}$

Concernant la variation de la taille du motif (figure V-15), nous observons pratiquement les mêmes courbes. Généralement, ce paramètre doit être suffisamment grand pour retrouver le taux de variabilité du déplacement, mais un paramètre grand va pénaliser le temps de calcul. Ainsi, la taille moyenne du motif a été choisie à 20 pixels.

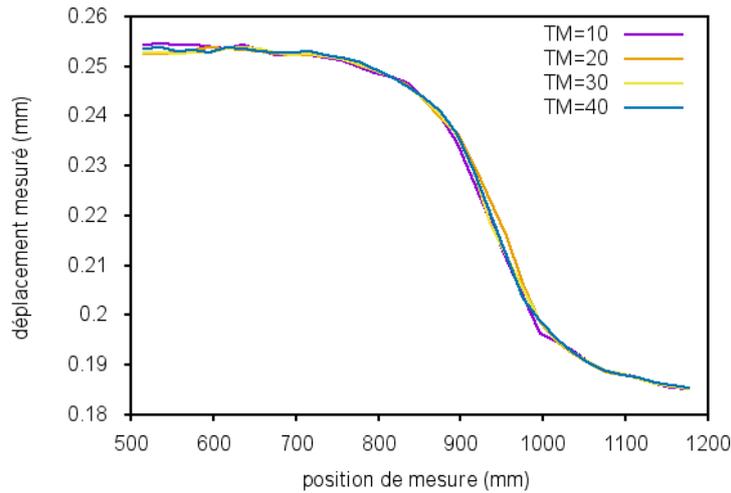


Figure V-15 : Influence de la taille du motif pour un TG=20, test 1 : $v=1\text{mm/s}$

V.4.4.1.2 Résultats cinématiques

Les figures V-16 et V-17 présentent les champs cinématiques mesurés à travers le logiciel 7D à différents instants. Il est intéressant de noter que l'ensemble des résultats conforte la localisation des déformations aux extrémités de la partie centrale de l'éprouvette, c'est-à-dire au niveau des entailles. La figure V-16 fournit par ailleurs les niveaux de déplacements et de la vitesse nodale. Une analyse des déformations et de ses directions (figure V-17) permet de constater que ce champ de déplacement est majoritairement lié à un déplacement de corps rigide. En effet, les deux extrémités de l'éprouvette se déforment légèrement (figure V-17).

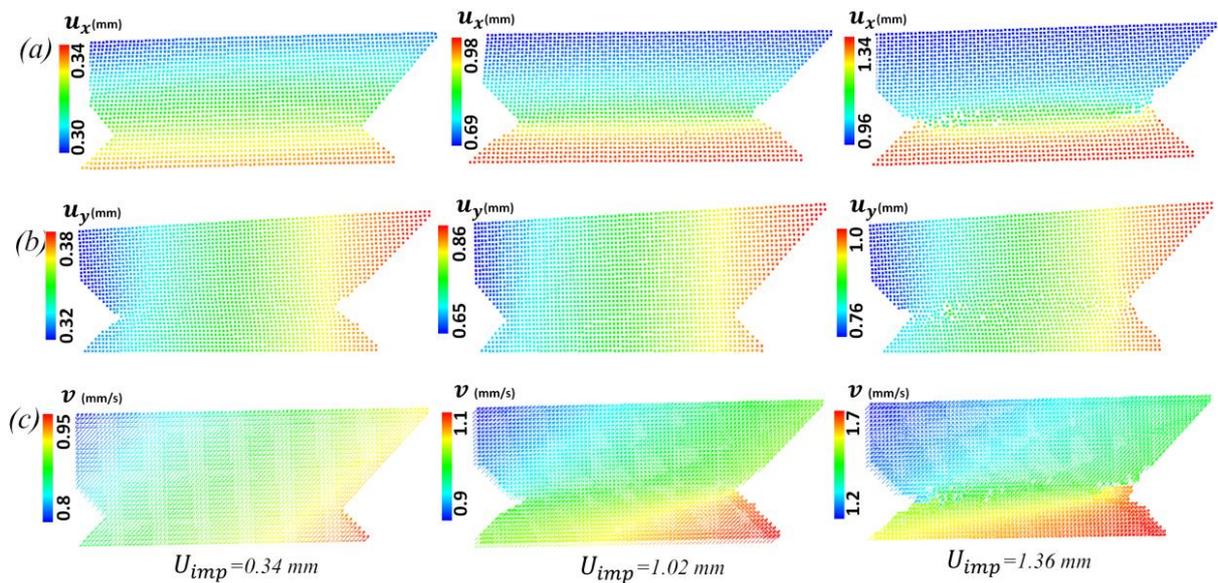


Figure V-16 : Série de photos prises lors d'un essai de cisaillement pour l'alliage TA6V : (a,b) les champs de déplacement longitudinal et transversal (c) vitesse de déplacement; (test 1 : $v=1\text{mm/s}$)

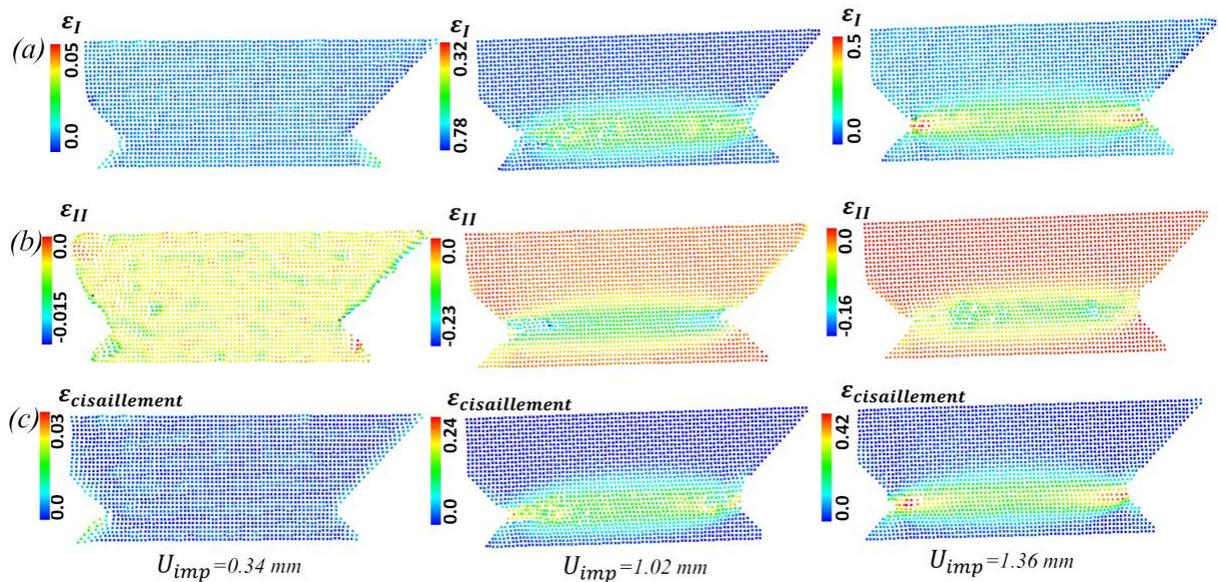


Figure V-17 : Série de photos prises lors d'un essai de cisaillement pour l'alliage TA6V : (a) déformation logarithmique maximale, (b) déformation logarithmique minimale et (c) cisaillement maximal $\epsilon_{s/max}$; (test 1 : $v=1\text{mm/s}$)

Sur la figure V-18, si on compare les différentes directions de déformation, on peut constater que le champ de déformation dans la zone d'étude est très variable. En effet, seule la zone centrale de l'éprouvette subit des déformations en cisaillement relativement importantes (figure V-18a-b). Cette sollicitation en cisaillement devient de plus en plus forte au niveau des entailles. Les autres zones sont sollicitées plutôt en traction (figure V-18c-d). On peut constater que l'endommagement est plutôt localisé au niveau des entailles.

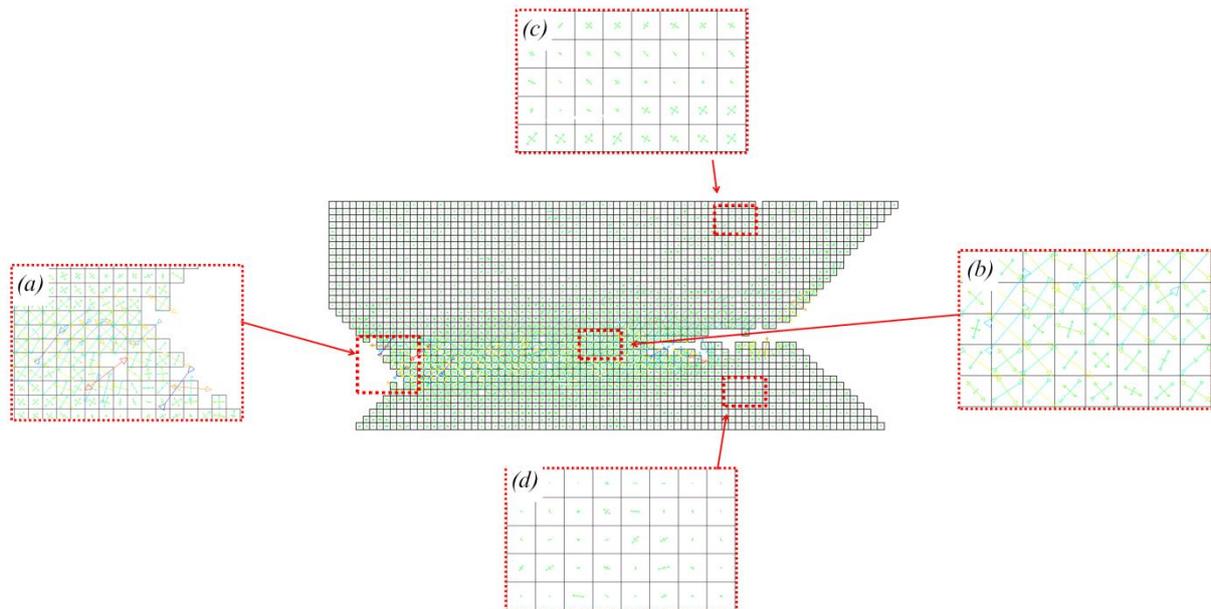


Figure V-18 : Comparaison entre les directions de déformation dans différentes zones pour un déplacement $u=1.36\text{ mm}$ (test 1 : $v=1\text{mm/s}$)

La figure V-19 illustre l'évolution de la déformation logarithmique en fonction du déplacement pour six points :

- Le point P1 situé au bord où les déformations de cisaillement sont maximales. C'est le point le plus sollicité. Les déformations en ce point sont trois fois plus élevées que celles relevées au centre, c'est-à-dire au point P2.
- Le point P3 est situé près du point P1, mais assez éloigné des entailles et des bords de l'éprouvette. Il subit des déformations transverses et longitudinales assez faibles.
- Le point final P4 est plus près des entailles où les déformations de cisaillement sont relativement importantes.

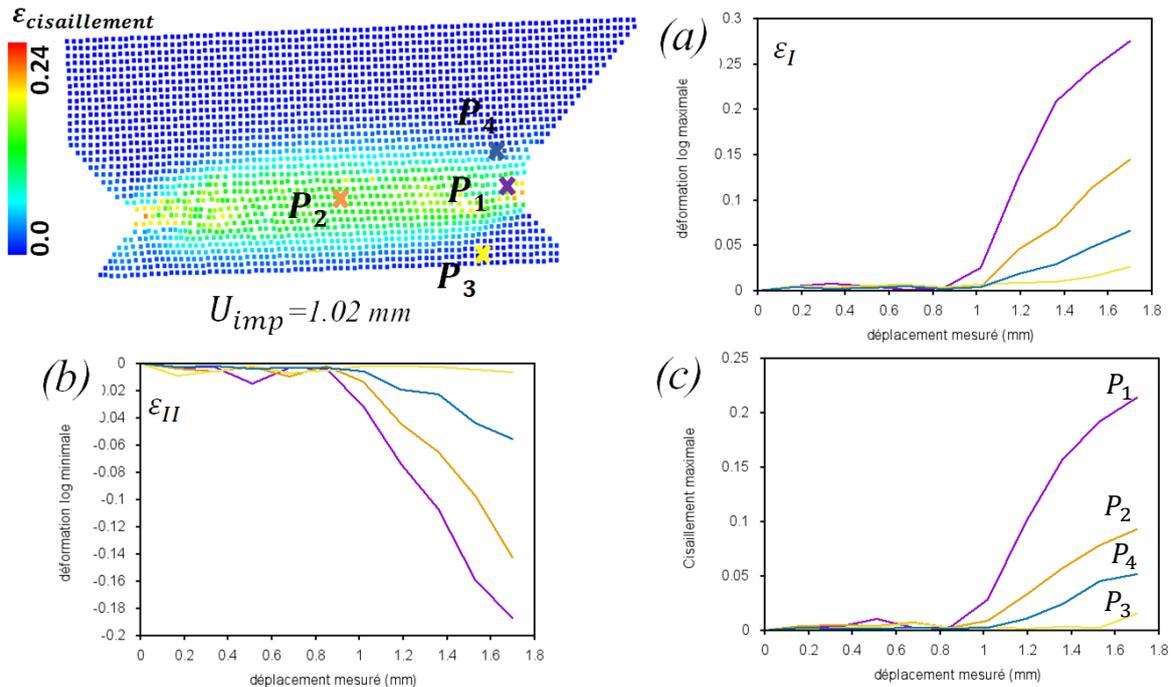


Figure V-19 : Évolution (a) des déformations logarithmiques maximales, (b) des déformations logarithmiques minimales et (c) cisaillement maximal en fonction de déplacement pour quatre points (test 1 : $v=1\text{mm/s}$)

V.4.5 Présentation du modèle numérique

Dans cette partie, l'essai de cisaillement présenté précédemment est réutilisé pour vérifier la pertinence de la méthodologie d'adaptation du maillage à l'échelle locale. La géométrie du modèle éléments finis se réduit à l'espace vert dans la figure V-20b. Les conditions aux limites sont définies à partir des données expérimentales mesurées au niveau des points de la grille (figure V-20c). Néanmoins, le maillage ne coïncide pas forcément avec la grille de mesure expérimentale utilisée pour la corrélation d'images. Donc, afin d'assurer la compatibilité entre les deux champs (expérimentaux et numériques), il est nécessaire de connaître les valeurs des déplacements (condition aux limites) aux mêmes positions. Ainsi, une interpolation des résultats mesurés aux points de la grille expérimentale vers le maillage éléments finis est primordiale. Pour cela, un algorithme développé, cherche pour chaque point du maillage EF les deux points de la grille expérimentale non déformée les plus proches (figure V-21), pour faire l'interpolation des conditions aux limites.

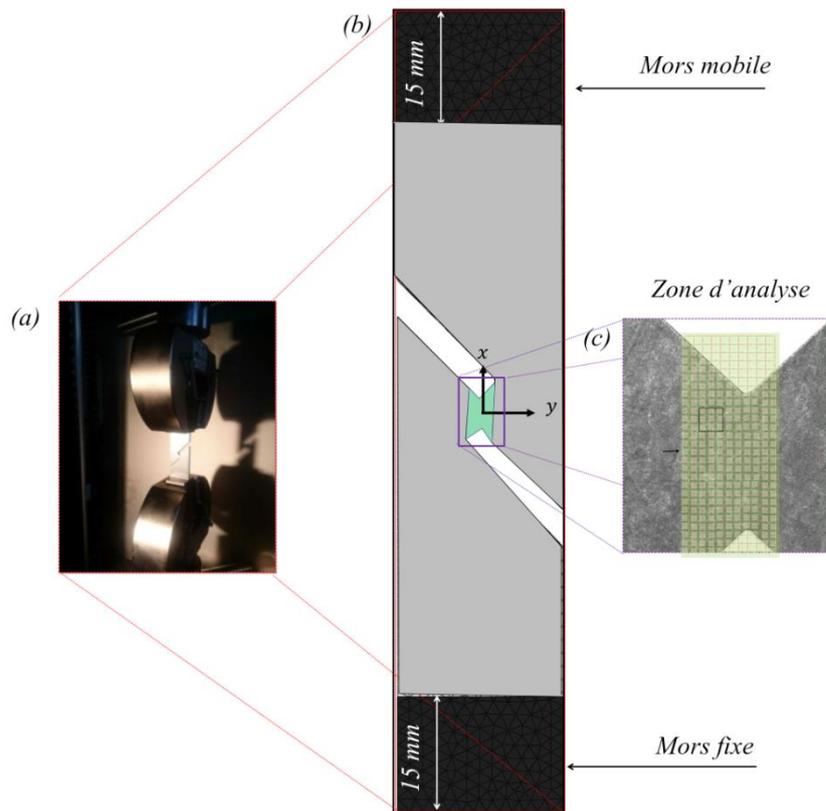


Figure V-20 : Géométrie de l'éprouvette étudiée : (a) géométrie réelle de l'éprouvette, (b) zone modélisée sous Abaqus (maillage EF en vert), (c) zone analysée par corrélation d'images (grille)

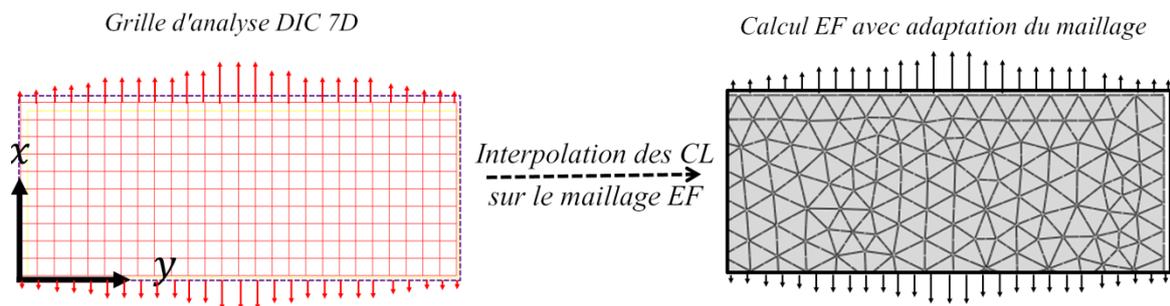


Figure V-21 : Principe de transport des conditions aux limites

V.4.5.1 Résultats numériques et discussion

La démarche proposée consiste à étudier l'effet d'erreur imposée ε^{inp} sur la précision du calcul EF à l'échelle locale tout en fixant la taille minimale qui garantit un temps de calcul acceptable. Ici la taille minimale est définie égale à 0,05 mm. Le tableau V-4 représente les coefficients de la loi de plasticité et d'endommagement de JC utilisé.

Tableau V-4: Coefficients de la loi de plasticité (Ducobu, 2013) et d'endommagement de JC (Zhang, et al., 2011)

Coefficients de plasticité						Coefficients d'endommagement				
A (MPa)	B(MPa)	n	C	m	ε'_0 (s ⁻¹)	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
1119	838.6	0,473	0,019	0,643	1	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87

La figure V-22 représente les isovaleurs de champ de déplacement, la vitesse et la déformation expérimentale et EF obtenue pour différentes erreurs imposées. Les visualisations correspondent à l'image n°8 (juste avant la rupture) et pour une vitesse imposée égale à 1 mm/s. Une bonne corrélation avec les mesures expérimentales est garantie pour l'erreur imposée la plus stricte (0,3%). En effet, avec d'autres erreurs imposées « non optimisées » 9% et 3% (figure V-22b-c) les résultats EF sont très différents des valeurs expérimentales (figure V-22a).

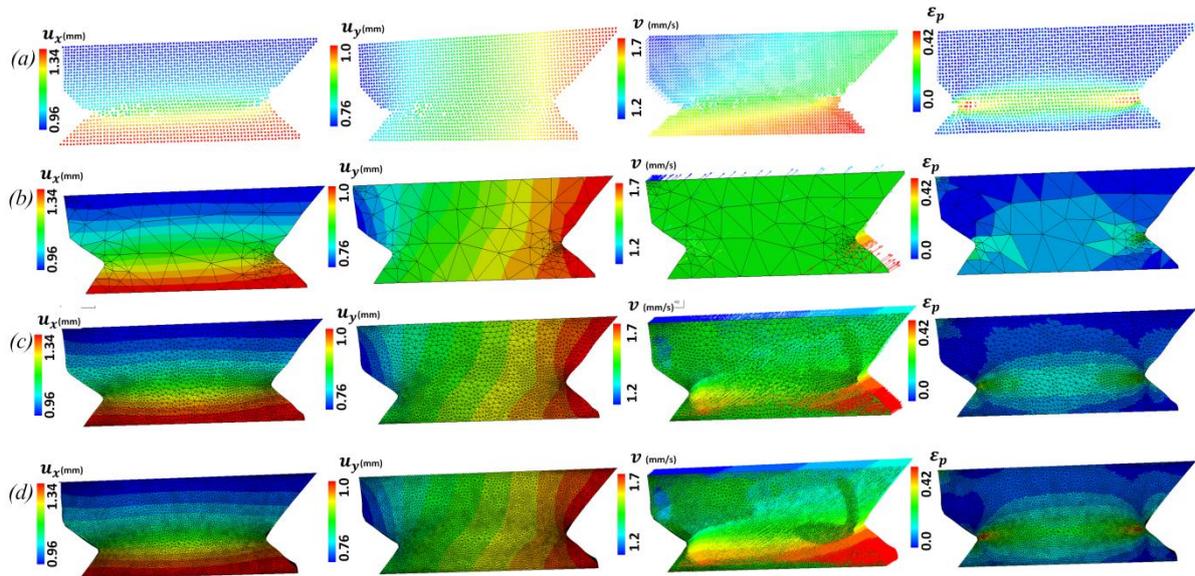


Figure V-22 : Série de photos prises lors d'un essai de cisaillement pour l'alliage TA6V : (a) base de données expérimentale, (b) résultats EF obtenu avec une erreur imposée de 9%, (c) résultats EF obtenu avec une erreur imposée de 3% et (d) résultat EF obtenu avec une erreur imposée de 0,3% ; (test 1 : $v=1\text{mm/s}$)

V.4.6 Conclusion

Les comparaisons précédentes entre les mesures locales et les résultats numériques (à travers l'essai de cisaillement) ont permis de valider l'aptitude du processus de remaillage proposé à bien retranscrire les phénomènes locaux observés expérimentalement en cas de cisaillement. Cette technique va maintenant être appliquée à la coupe orthogonale pour analyser les zones de déformations et déterminer les principaux mécanismes de formation du copeau.

V.5 Essais d'usinage

Dans cette section, l'approche de mesure des déplacements par caméra rapide couplée à un objectif de fort grossissement, et l'analyse par corrélation d'images a été retenue. En effet, cette approche permet la réalisation de mesures des champs de déplacement et donc des déformations à plusieurs instants du processus de formation d'un feston. En conséquence, la procédure de mesure sera tout d'abord présentée et détaillée, puis les différents résultats globaux et locaux seront discutés.

V.5.1 Analyse expérimentale de la coupe orthogonale

V.5.1.1 Dispositif expérimental

Les essais d'usinage ont été effectués sur le banc d'essai DEXTER de l'Institut Clément Ader dans une configuration de coupe orthogonale. Les vitesses de coupe envisageables sur cette machine varient entre 5 et 120 m/min. Les essais ont été réalisés avec deux outils en carbure de tungstène non revêtu avec différents angles de coupe ($\gamma = 0^\circ$ et 15°), le rayon d'acuité d'arête a été mesuré à $20\mu\text{m}$. L'outil est fixé sur une table dynamométrique Kistler 9257B à 6 composantes pour mesurer les efforts de coupe par l'intermédiaire d'un amplificateur de charge et d'une carte d'acquisition. La vitesse de coupe est appliquée à la table de la machine sur laquelle la pièce est maintenue en position par un étau. L'axe d'observation est orienté suivant la direction de l'arrête de coupe et est fixe. Les pièces observées sont en alliage de titane (TA6V et Ti54M) de dimension $100 \times 60 \times 3 \text{ mm}^3$. La largeur de coupe est égale à la largeur de la pièce, soit $w = 3 \text{ mm}$. Tous les essais sont réalisés à sec. La figure V-23 montre l'ensemble du dispositif expérimental utilisé.

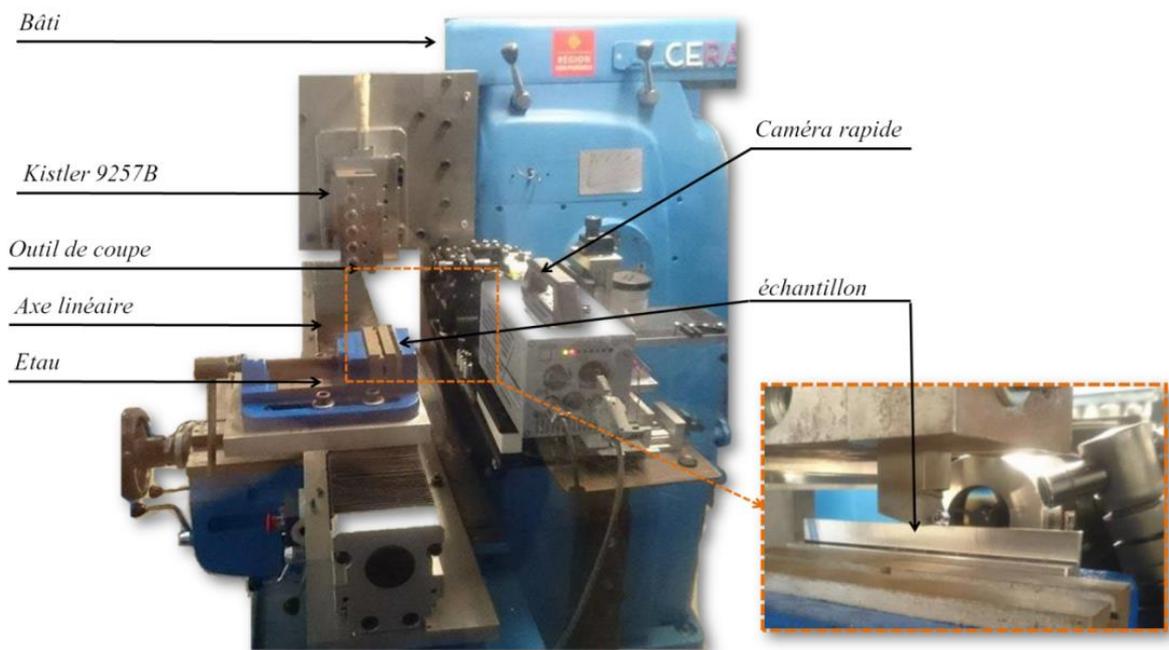


Figure V-23 : Dispositif expérimental d'essai d'usinage

V.5.1.2 Paramètres opératoires

La profondeur de passe est fixée à $ap = 0,25 \text{ mm}$ à l'aide d'un comparateur installé sur le plateau mobile du bâti. Ce choix est issu de l'arbitrage entre le besoin d'une bande de cisaillement primaire suffisamment large pour avoir un grandissement faible et limiter le déplacement hors plan dans la zone d'analyse (limite optique de la profondeur de champ). Ce choix est identique aux essais réalisés par Pottier et al. (Pottier, et al., 2014a).

En usinage les vitesses de déformations sont très importantes. Cependant, le logiciel de corrélation ne peut pas être utilisé si les déformations sont trop importantes entre deux images

consécutives. Pour limiter ce problème, l'utilisation d'une fréquence d'acquisition importante est primordiale même pour des vitesses de coupe relativement faibles. La vitesse de coupe est choisie égale à $V_c = 15$ m/min afin de préserver un nombre suffisant d'images par feston tout en garantissant une bonne résolution spatiale.

L'ensemble des paramètres de capture sont fixés comme suit :

- fréquence d'acquisitions : 6 000 fps
- résolution de l'image : 512 x 512 pixels soit $580 \times 580 \mu\text{m}^2$
- grandissement : 15X

V.5.1.3 Mesure des champs

La mesure des champs de déplacements est effectuée par corrélation d'images. Aucun mouchetis artificiel n'est utilisé; la surface observée de l'éprouvette est simplement polie et attaquée chimiquement. Le contraste de la microstructure ainsi obtenu est utilisé comme motif aléatoire. Il a été vérifié (figure V-24) que le contraste ainsi obtenu était compatible avec l'emploi de la corrélation d'image.

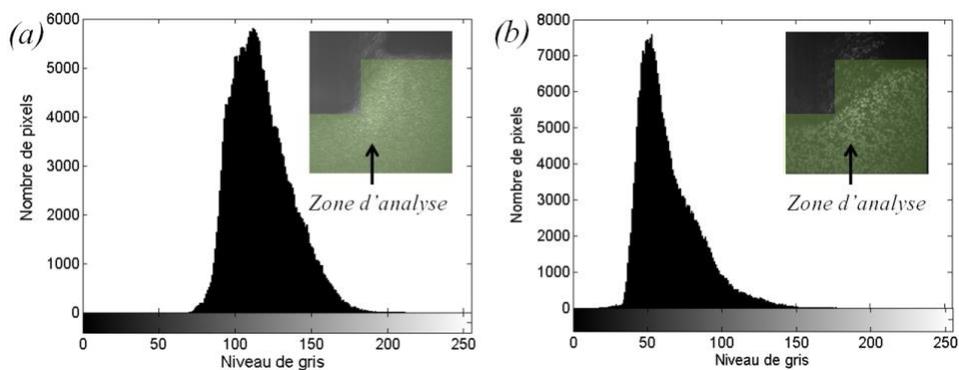


Figure V-24 : Géométrie distribution des niveaux de gris de la zone d'analyse : a) TA6V, b) Ti54M.

La taille de grille retenue est de 10 x 10 pixels. Les très forts changements de texture entre l'image initiale et les images déformées (notamment liée à l'apparition de bandes de cisaillement) ont conduit à préférer une procédure de corrélation dite incrémentale (comparaison entre l'image n et $n+1$). Ce choix permet l'obtention d'un champ de déplacement incrémental où les valeurs des déplacements sont calculées en des points différents à chaque image. La série d'images obtenue pour un feston est donc traitée de manière à fournir un champ de déplacement Lagrangien. Cette procédure est menée dans le respect du formalisme des grandes déformations tel que présentée dans (Sidoroff, 1984), et passe par l'estimation des incréments de déformation entre deux images et leur cumul en chaque point du maillage initial de l'image (même point matériel). Enfin, les champs de déplacement obtenus sont dérivés spatialement afin d'évaluer les champs de déformation. La nature bruitée des images capturées par un capteur CMOS (caméra rapide) conduit à des champs de déplacement eux-mêmes bruités. Il est donc nécessaire de porter une attention particulière à cette étape. Des procédures de lissage peuvent être employées, mais conduisent inévitablement à écrêter les pics de déformation et à favoriser une diffusion numérique des résultats. C'est pourquoi il a été choisi dans ce travail d'effectuer une étape de projection des champs de déplacements dans une base

modale connue et de reconstruire les déformations par dérivation de ces modes. Cette approche dite modale est présentée en détail dans (Pottier, et al., 2014b).

V.5.1.4 Résultats expérimentaux et discussions

Afin de conserver un bon compromis entre la fréquence d'acquisition et la zone observée, la vitesse de coupe et la profondeur de passe sont maintenues constantes tout au long des essais. En effet, une augmentation de la fréquence d'acquisition implique une diminution de la taille de la zone observée par la caméra. Le tableau V-5 synthétise les paramètres de coupe et d'acquisition utilisés dans ce travail. Au total, quatre tests ont été réalisés pour les analyses. La plage d'angle de coupe choisie a permis d'étudier et de comparer les mécanismes d'enlèvement de la matière dans le cadre de la coupe orthogonale des deux alliages de titane.

Tableau V-5: Paramètre de coupe et optiques adoptées f : fréquence d'acquisition, Γ : résolution de la ligne visible, T : taille d'image

	Matériau	$V_c(m.min^{-1})$	$f(mm)$	$\gamma(^{\circ})$	$f(fps)$	$\Gamma(\mu m.pix^{-1})$	$T(pixel \times pixel)$
Test 1	TA6V	15	0.25	0	6000	1.133	512×512
Test 2				15			
Test 3	Ti54M	15	0.25	0	6000	1.133	512×512
Test 4				15			

V.5.1.4.1 Effort de coupe

Chaque essai de coupe a été répété trois fois. Pour tous les essais, la dispersion des valeurs d'efforts de coupe moyennées dans une zone stable (après l'entrée de l'outil dans la matière et avant sa sortie) reste inférieure à 4 % : les barres d'erreurs peuvent de ce fait être masquées. Pour chaque test, les résultats moyennés de ces trois répétitions sont présentés dans les graphiques suivants. Par comparaison entre les deux alliages, on peut constater qu'avec le même angle de coupe, les efforts de coupe du TA6V sont toujours plus élevés que pour le Ti54M.

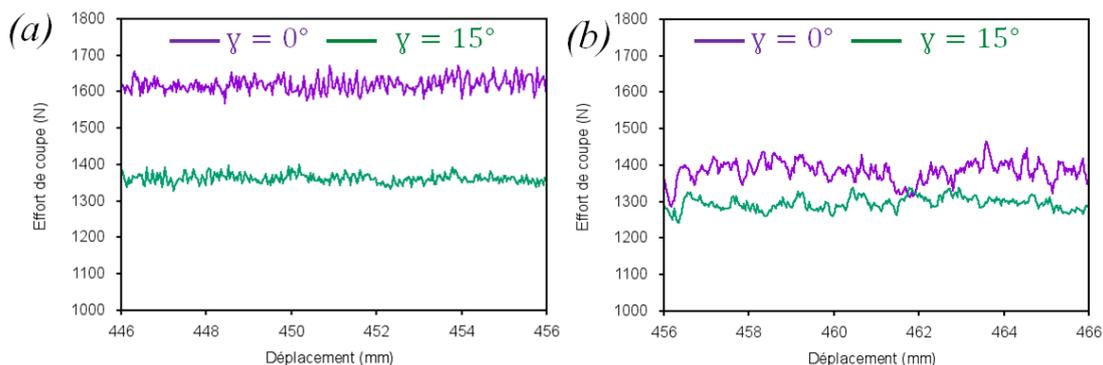


Figure V-25 : Évolution d'efforts de coupe en fonction d'angles de coupe pour les deux alliages de titane : a) TA6V et b) Ti54M

Les résultats montrent que pour les deux alliages l'effort de coupe diminue avec l'augmentation de l'angle de coupe, ce qui est un phénomène largement constaté dans différentes études (Atlati, et al., 2011; Harzallah, 2018). En revanche, la sensibilité de l'effort à l'angle de coupe est très différente entre les deux matériaux. Il apparaît que l'effort pour l'usinage du Ti54M est beaucoup moins sensible à l'angle de coupe.

Malgré les basses vitesses de coupe employées et l'utilisation de la fréquence maximale d'acquisition de la table dynamométrique Kistler (7 kHz), il s'avère qu'elle est incapable de mesurer les variations d'effort dues à la formation de chaque feston. En effet, la formation du feston n se superpose à celle du feston $n + 1$ et $n - 1$ ce qui va lisser l'effort. La fréquence de festonnage ne peut donc pas être mesurée par la mesure d'effort, mais seulement par l'analyse de la géométrie des copeaux.

V.5.1.4.2 Morphologie du copeau

La figure V-26 présente les différents types de copeaux recensés pour chaque essai de coupe. Un échantillon représentatif d'un millimètre est à chaque fois illustré. Un premier niveau d'analyse permet de constater une différence en termes de morphologie globale selon la provenance de chacun des copeaux. Les caractéristiques du matériau et l'angle de coupe peuvent être autant de facteurs influents sur la coupe et le morphotype de chacun des copeaux. De plus, il semble que la segmentation des copeaux opère mieux pour des faibles valeurs d'angle de coupe γ . Ceci est dû principalement à la forte compression induite par le faible angle de coupe sur le feston lors de sa déformation.

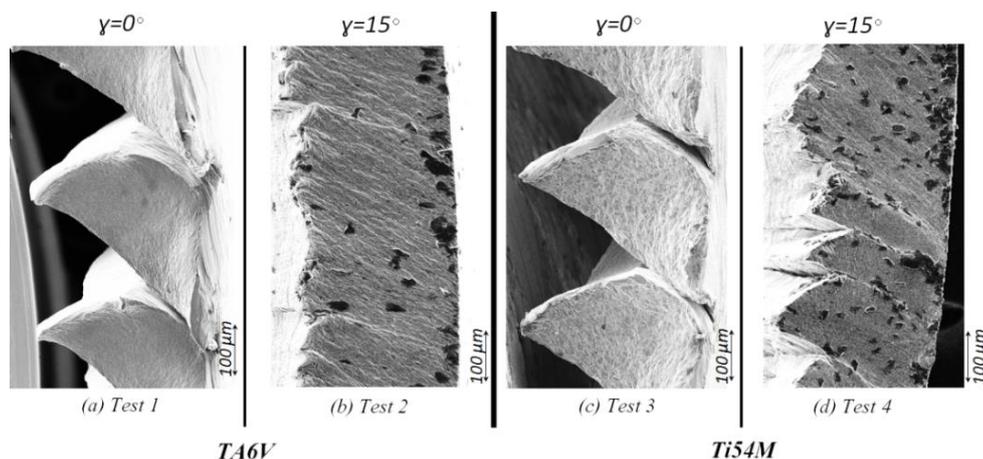


Figure V-26 : Évolution de la morphologie du copeau en fonction d'angles de coupe pour les deux alliages de titane TA6V et Ti54M

V.5.1.4.3 Analyse quantitative de la morphologie des copeaux

D'un point de vue scientifique, pour caractériser la morphologie d'un copeau, il apparaît intéressant, de caractériser les paramètres pertinents comme la déformation hors plan, le ratio de segmentation, l'angle de cisaillement, etc.. (Atlati, et al., 2011).

V.5.1.4.3.1 Déformation hors plan

Grâce à la bonne profondeur de champ offerte par le MEB, on a pu observer les facies hors plan du copeau (figure V-27). Ce phénomène de 'bourrelet' s'avère très important pour un angle de coupe nul, et surtout pour l'usinage du TA6V. En effet, la numérisation d'un copeau a permis d'estimer la hauteur maximale du bourrelet à environ 170 μm pour le TA6V et 130 μm pour le

Ti54M. Ce déplacement hors plan induit une sous-estimation de la compression dans les zones à altitude positive et une sur estimation dans les zones à altitude négative (Pottier, et al., 2014a).

L'ensemble des observations présentent trois zones dans lesquelles un déplacement hors plan se produit : la zone inférieure du feston, la zone intermédiaire du feston et la zone supérieure du feston (figure V-27) :

- La zone inférieure des festons est la zone la plus sollicitée en déformation hors plan. Ceci est dû principalement à la forte compression induite par l'avance d'outil.
- La zone intermédiaire est produite suite à l'éjection de l'ancien feston. Ce qui conduit généralement à une légère déformation du coin du feston.
- La dernière zone est occasionnée par la formation d'un bourrelet sur la surface de la pièce lors de la passe précédente.

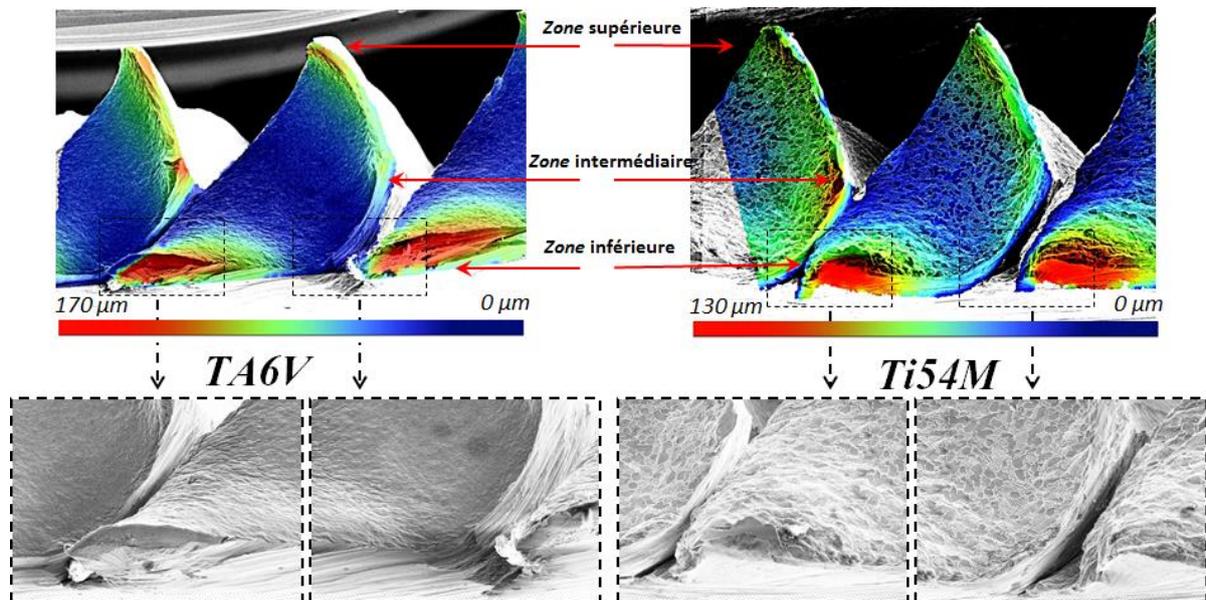


Figure V-27 : Mouvement hors plan pour les deux alliages de titane TA6V et Ti54M ($\gamma=0^\circ$)

La description de ce mouvement hors plan de copeau peut être aussi exprimée par le rapport entre sa largeur (lg) et l'épaisseur découpée (w). Pour ce faire, des prises de vue ont donc été réalisées à l'aide d'une binoculaire. En utilisant la fonction de mesure de distance sur les prises de vue microscopiques, la moyenne de la largeur des copeaux a été calculée, et ce pour chaque essai testé (figures V-28 et 29).

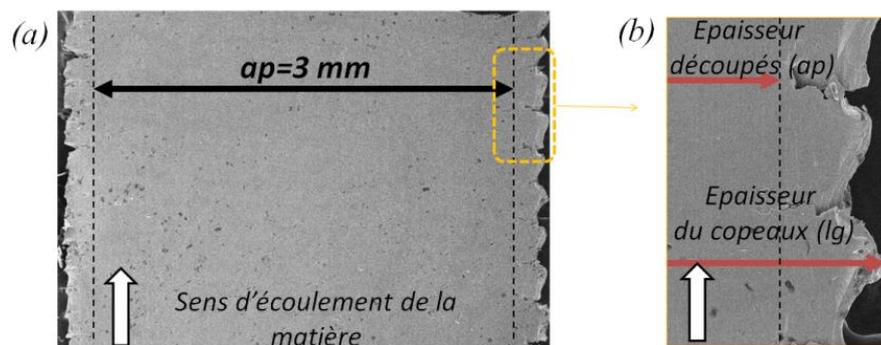


Figure V-28 : Élargissement de copeau observé, équivalent (test1 : TA6V, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=0^\circ$)

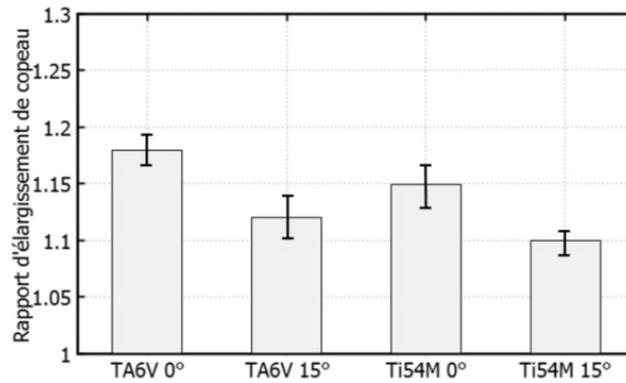


Figure V-29 : Évolution de l'élargissement de copeau suivant les angles de coupe et le matériau

La figure V-29 présente l'évolution de l'élargissement de copeau suivant l'angle de coupe pour les deux alliages de titane (TA6V et Ti54M). On observe que la largeur du copeau est toujours plus importante que l'épaisseur initiale de la pièce. Toutefois, ce rapport varie en fonction de l'angle de coupe et suivant les propriétés mécaniques du matériau usiné. Par exemple, pour un angle de coupe nul l'élargissement du copeau s'avère très important pour les deux matériaux à cause de la compression induite par cet angle lors de la formation du feston. En ce qui concerne l'effet du comportement du matériau, un rapport plus faible dans le cas d'usinage du Ti54M est observé par rapport à l'usinage du TA6V.

V.5.1.4.3.2 Ratio de segmentation

Dans un travail qui concerne également l'analyse de l'évolution morphologique du copeau, Kouadri et al. (Kouadri, et al. 2014) utilise un nouveau paramètre appelé SR : ratio de segmentation. Ce paramètre, qui permet une analyse plus fine des éléments influents sur la morphologie du copeau, est défini comme étant le rapport de distance entre la largeur maximale du copeau h_{max} et la largeur minimale h_{min} (comme l'indique l'Éq. V-11 et la figure V-30). Il permet donc de quantifier non seulement la variation relative de la segmentation d'un copeau, mais aussi sa fréquence de festonnage (qui est inversement proportionnelle au rapport de segmentation). Ce faisant, la morphologie des copeaux peut être analysée de façon quantitative et non plus uniquement de façon qualitative (segmenté, continu, etc.).

$$SR = \frac{h_{max} - h_{min}}{h_{max}} \quad (V.11)$$

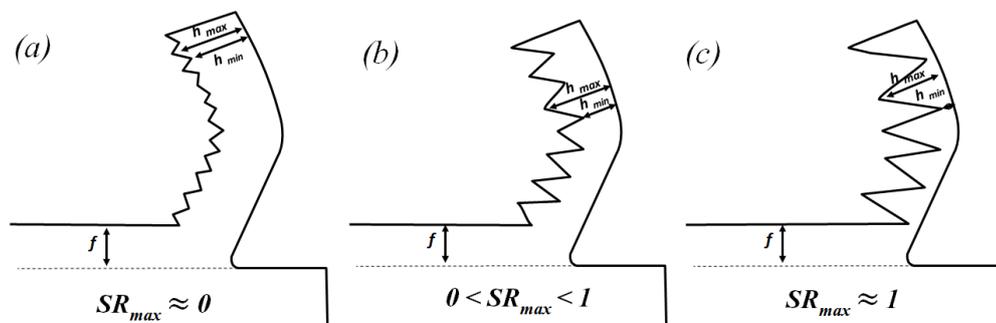


Figure V-30 : Classification des différentes morphologies de copeau en fonction de leurs ratios de segmentation SR ; a) copeau continu, b) copeau segmenté et c) copeau dentelé

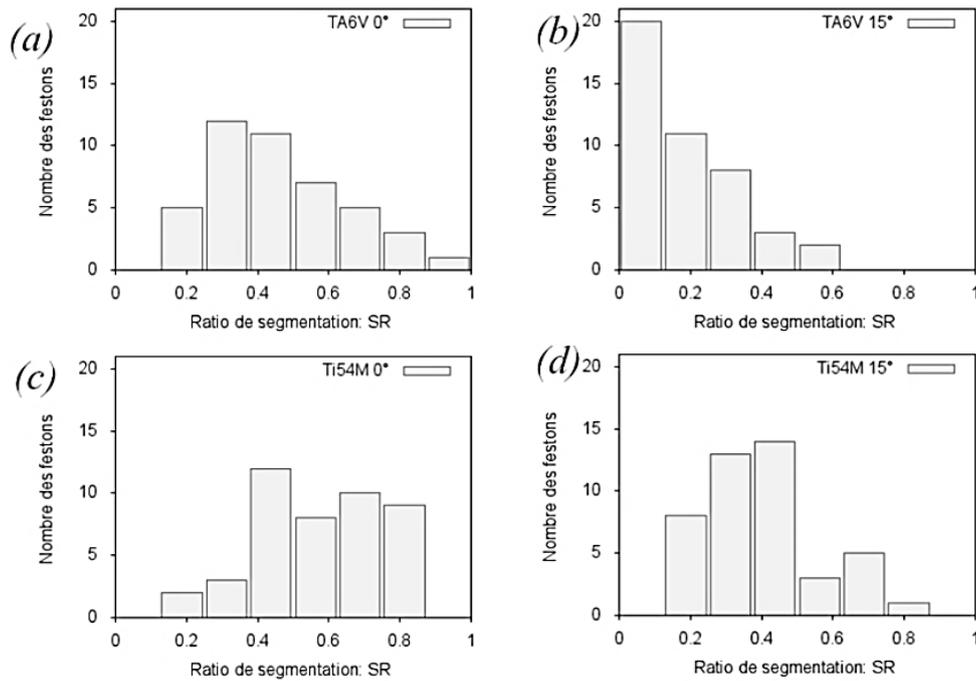


Figure V-31 : Classification des différentes morphologies de copeau en fonction de leurs ratios de segmentation SR : a) TA6V, $\gamma=0^\circ$; b) TA6V, $\gamma=15^\circ$; c) Ti54M, $\gamma=0^\circ$; d) Ti54M, $\gamma=15^\circ$

La classification des différentes morphologies de copeau en fonction de leurs ratios de segmentation est présentée dans la figure V-31. Pour chaque test, 45 festons ont été examinés. L'analyse graphique des différents résultats montre que la fréquence de segmentation des copeaux diminue lorsque l'angle de coupe diminue. Par contre, avec les mêmes paramètres de coupe, elle augmente lors de l'usinage de l'alliage Ti54M. Toutefois, on peut constater que la segmentation du copeau est un phénomène assez complexe et aléatoire. Ceci est dû essentiellement à plusieurs paramètres tels que l'usure d'outil, la vibration, l'hétérogénéité de la microstructure, etc...

V.5.1.4.4 Mesure cinématique

Le détail des parties précédentes a permis d'établir une analyse quantitative de la morphologie des copeaux obtenus à travers un processus de coupe orthogonal. Une analyse d'images du processus de coupe permet donc de compléter cette approche par une analyse du processus de formation des festons. Celle-ci est fondée sur l'analyse par corrélation d'images à plusieurs instants de la formation des festons. Ainsi, caractériser l'évolution du champ cinématique local (déplacements et déformation) en fonction des différentes conditions de coupe testées permet d'étoffer l'analyse. Pour chaque essai, un feston type est retenu.

L'ensemble des figures V-35, V-36, V-37 et V-38 illustrent pour chaque essai de coupe, l'évolution progressive de la formation de feston, le trajet de fissuration ainsi que ses grandeurs cinématiques.

Pour un copeau segmenté (test 1 « TA6V 0° » et test 3 « Ti54M 0° »), on observe que la partie centrale du feston se déforme très peu (déformation $< 0,1$) et que la plus grande partie de la déformation se concentre dans la bande de cisaillement primaire, ce qui est conforme aux observations post-mortem ainsi qu'à de nombreux autres travaux (Poulachon, et al., 2002;

Pottier, et al., 2014a; Whintont, 2010). En fonction de l'avancement d'outil, on note l'augmentation progressive de la déformation. Il est intéressant de noter qu'à la fin du test 1, l'amplitude des déformations ainsi mesurée est très supérieure aux limites d'allongement à la rupture connu pour le TA6V. Cette forte valeur de déformation s'explique par l'apparition d'une décohésion matérielle dans la bande de cisaillement primaire (formation d'une fissure). Cette observation est confirmée par des analyses MEB menées *post-mortem* sur les copeaux. Il convient donc de mettre en doute la mesure du champ de déformation dans cette zone, puisqu'il n'est pas convenable de continuer à calculer et cumuler des déformations alors qu'il y a discontinuité du matériau. En revanche, les observations et le calcul des déformations sont valables en dehors de la zone où la fissure se propage et dans tous les autres tests où il n'y a pas de fissure (test 2 et 4).

Dans le cadre de l'usinage du TA6V et pour un angle de coupe égale à 15° (figure V-32a), les copeaux sont de type continu. Ce type de copeau traduit une coupe stable où les déformations mesurées dans la bande de cisaillement primaire ne dépassent pas la limite à la rupture du matériau. Toutefois, une plus grande concentration de déformation est observée avec le Ti54M ou avec un angle de coupe nul (figure V-32b). Aussi on peut constater que l'angle de coupe 0° à « compromis » le trajet de déformation et donc à repousser la déformation a rupture. Ce phénomène est bien prédit par la plupart des modèles d'endommagement (y compris Johnson Cook) (Mabrouki, et al., 2008; Ayed, 2013).

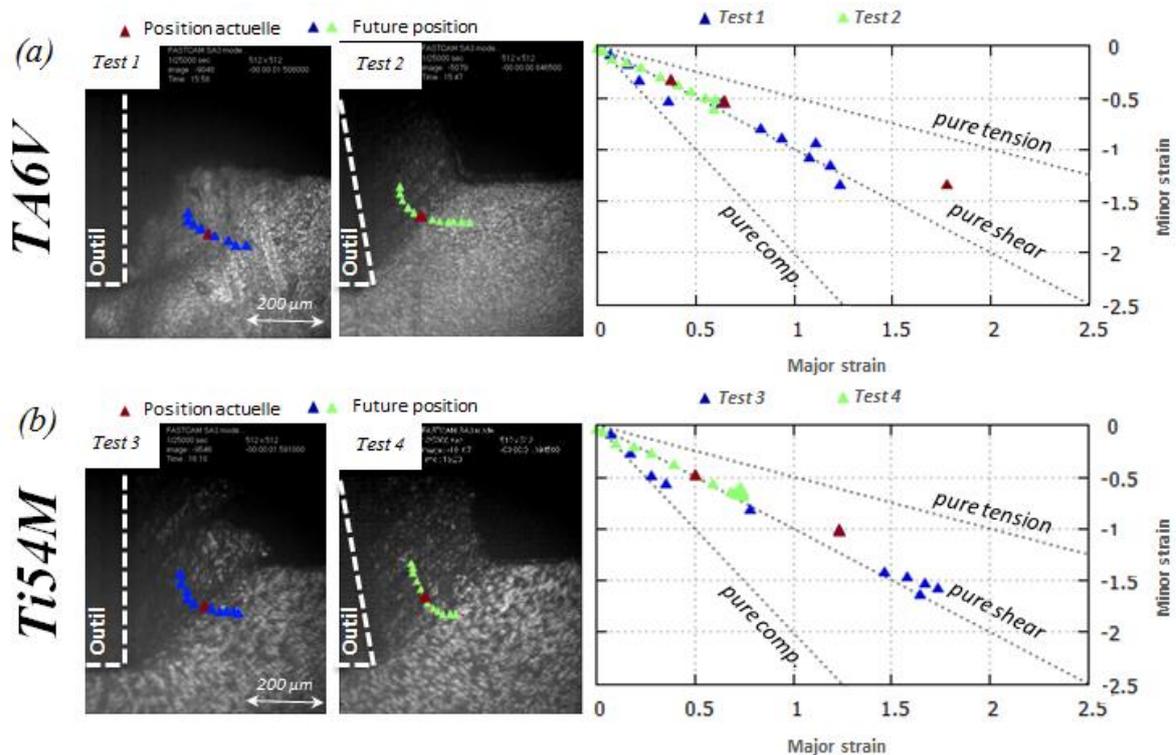
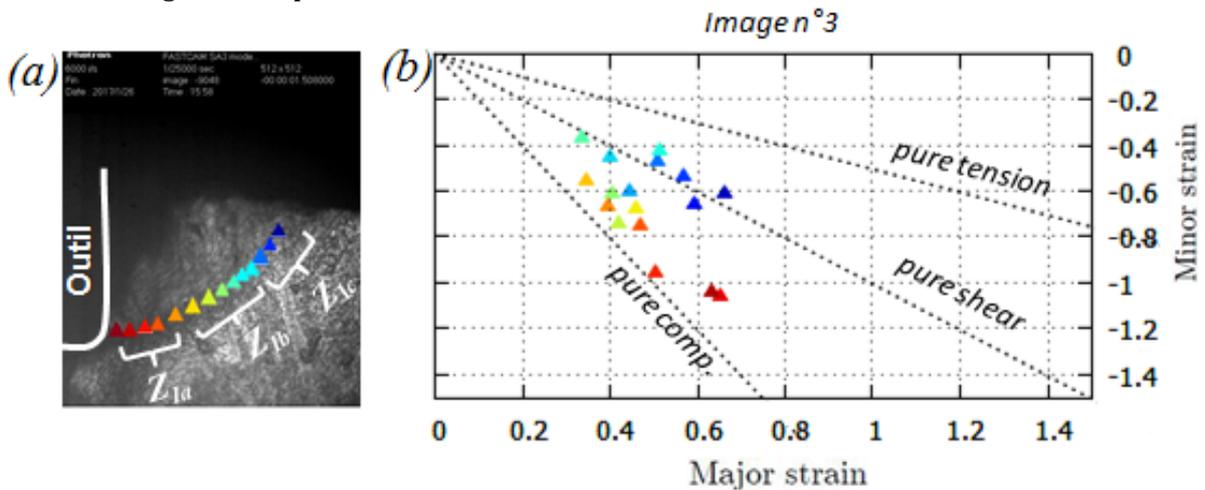


Figure V-32 : Trajets de déformation de deux points matériels pour différents angles de coupe et avec la même vitesse : effet d'angle de coupe sur le processus de formation d'un feston : a) TA6V, b) Ti54M

La figure V-33 montre dans le plan principal des déformations, l'état du matériau initial lors de la formation d'un feston de l'alliage de titane TA6V. On observe pour 17 points répartis le long de la bande de cisaillement primaire que le type de sollicitation amenant à la rupture diffère

radicalement d'un bout à l'autre de cette zone. Il peut être distingué trois domaines de sollicitations dans la zone ZI :

- Domaine ZIa : À proximité de l'arête de coupe, le matériau est essentiellement sollicité en compression et ceci jusqu'à des amplitudes importantes. Ce processus est lent et commence dès le début de la formation du feston.
- Domaine ZIb: En s'éloignant de l'arête de coupe, la sollicitation devient une composition de compression et de cisaillement. Les déformations sont de plus faibles amplitudes
- Domaine ZIc. Enfin, à proximité de la surface libre, les sollicitations tendent clairement vers du cisaillement pur. Une diminution de la section résistante du copeau pourrait être à l'origine de ce phénomène.



Des observations similaires ont été rapportées dans le cadre d'usinage du Ti54M avec un angle de coupe nul et pour différents instants de formation du feston (figure V-34). Néanmoins au cours de la formation du feston, un changement de type de sollicitation est observé. En effet, à la fin de la formation du feston, le domaine ZIa devient sollicité en cisaillement et en traction. Alors que dans le domaine ZIc les sollicitations tendent clairement vers la compression. Ceci est dû principalement à la compression mécanique générée par le bout de l'ancien feston comme le présente l'image N°11 dans la figure V-34.

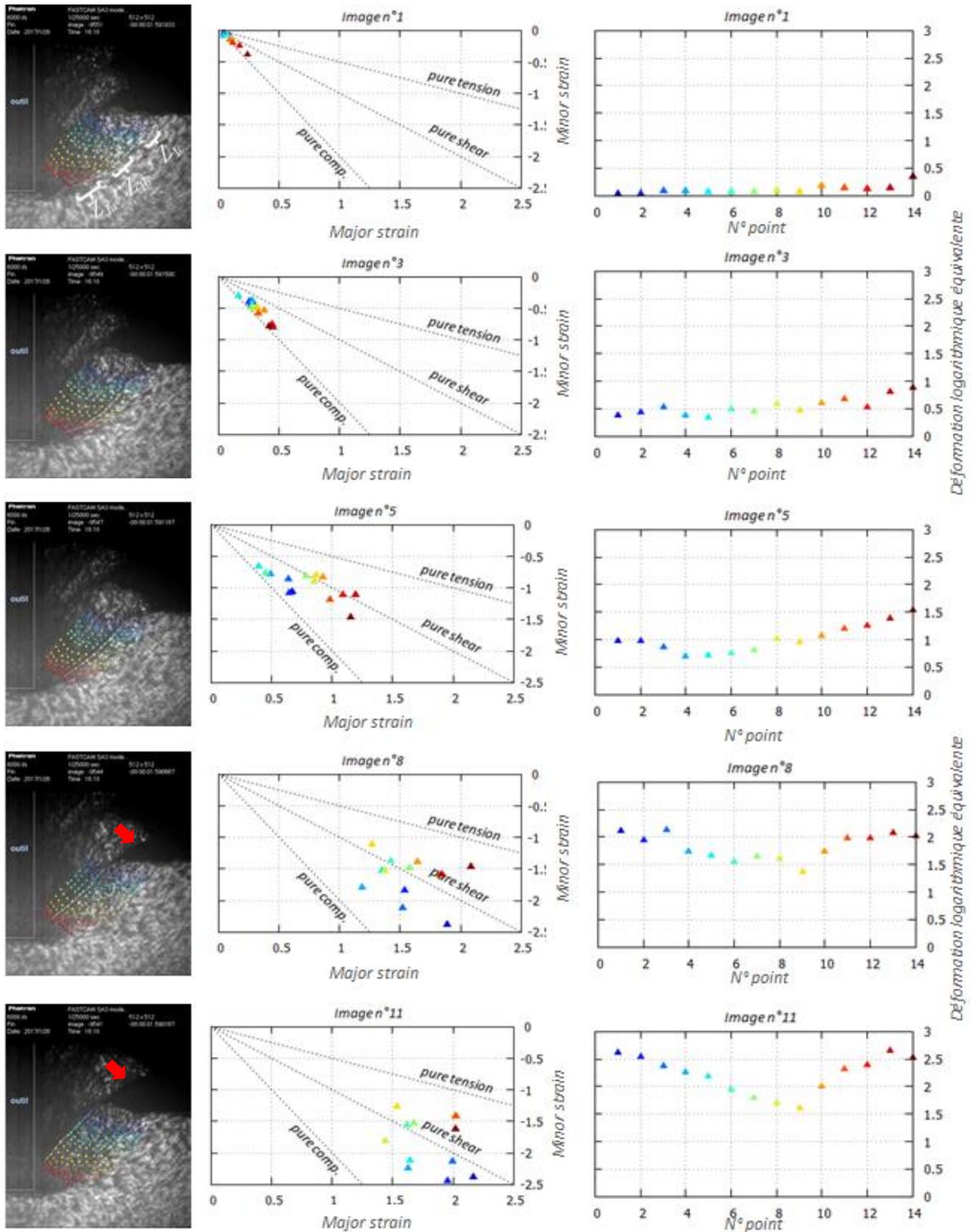


Figure V-34 : Localisation des 19 points dans la zone ZI et état de déformation aux cours de fabrication d'un feston pour l'alliage de titane Ti54M ($\gamma=0^\circ$)

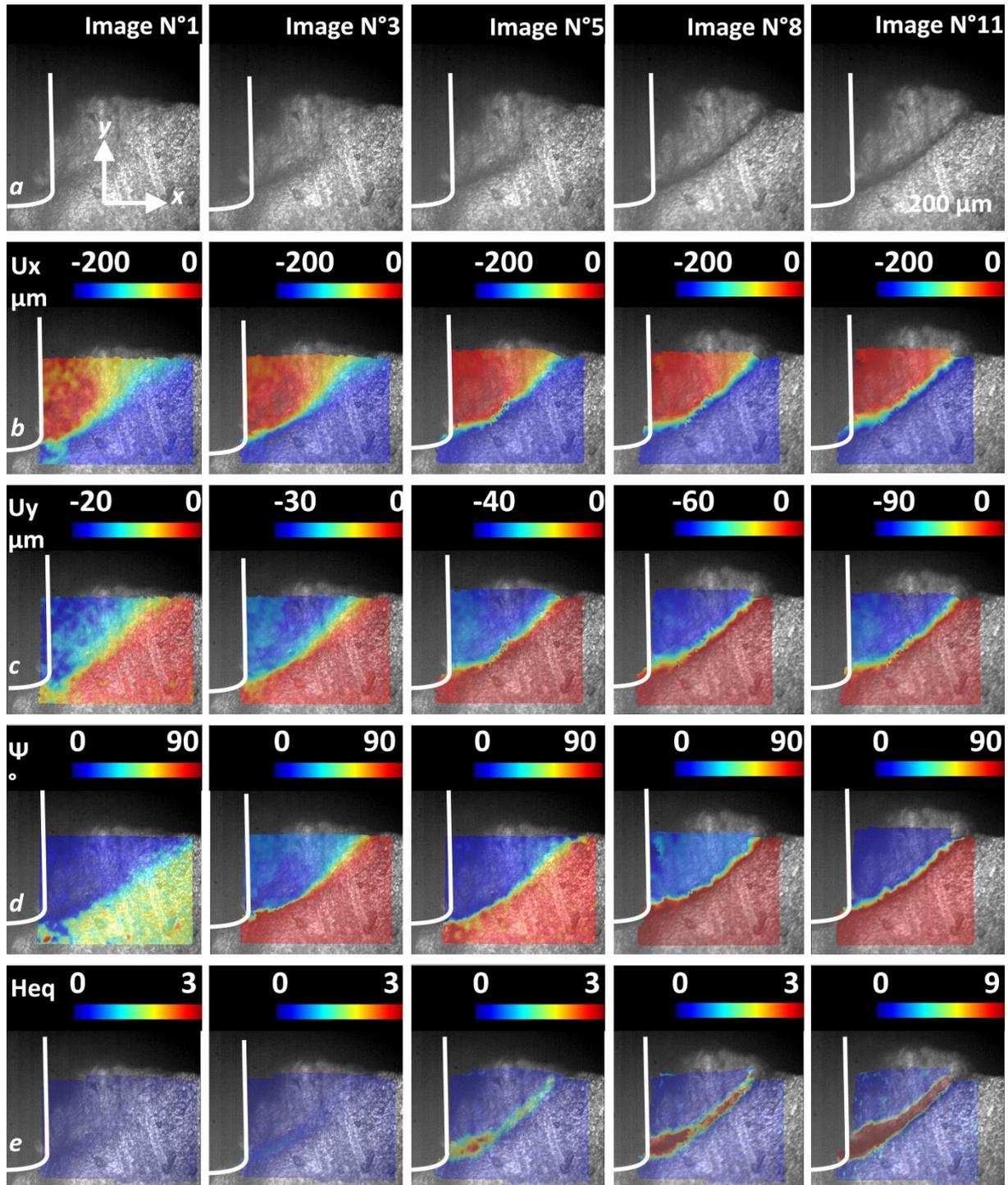


Figure V-35 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de :
a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) l'angle de variation de la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test1 : TA6V, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=0^\circ$)

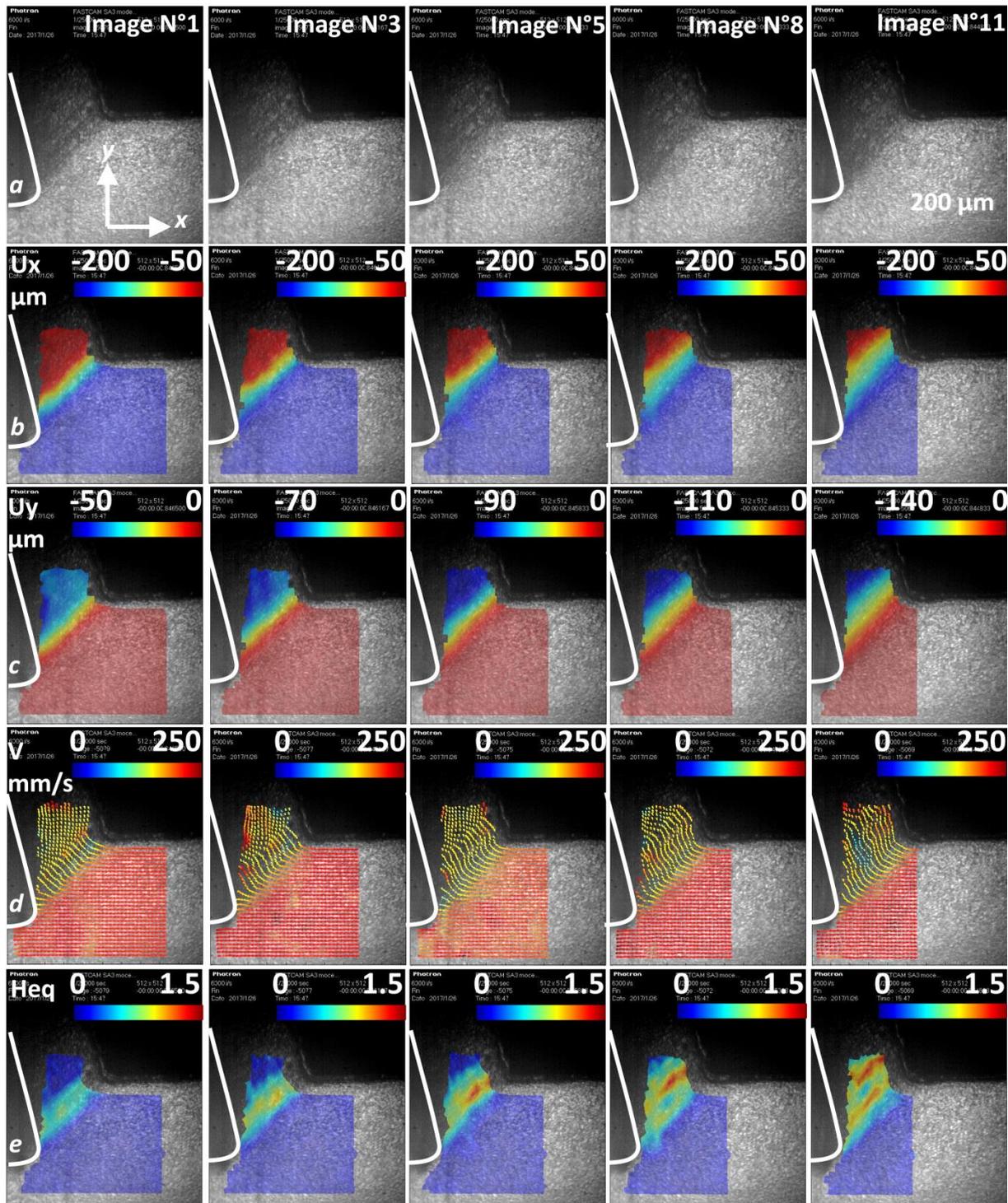


Figure V-36 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de : a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test2 : TA6V, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=15^\circ$)

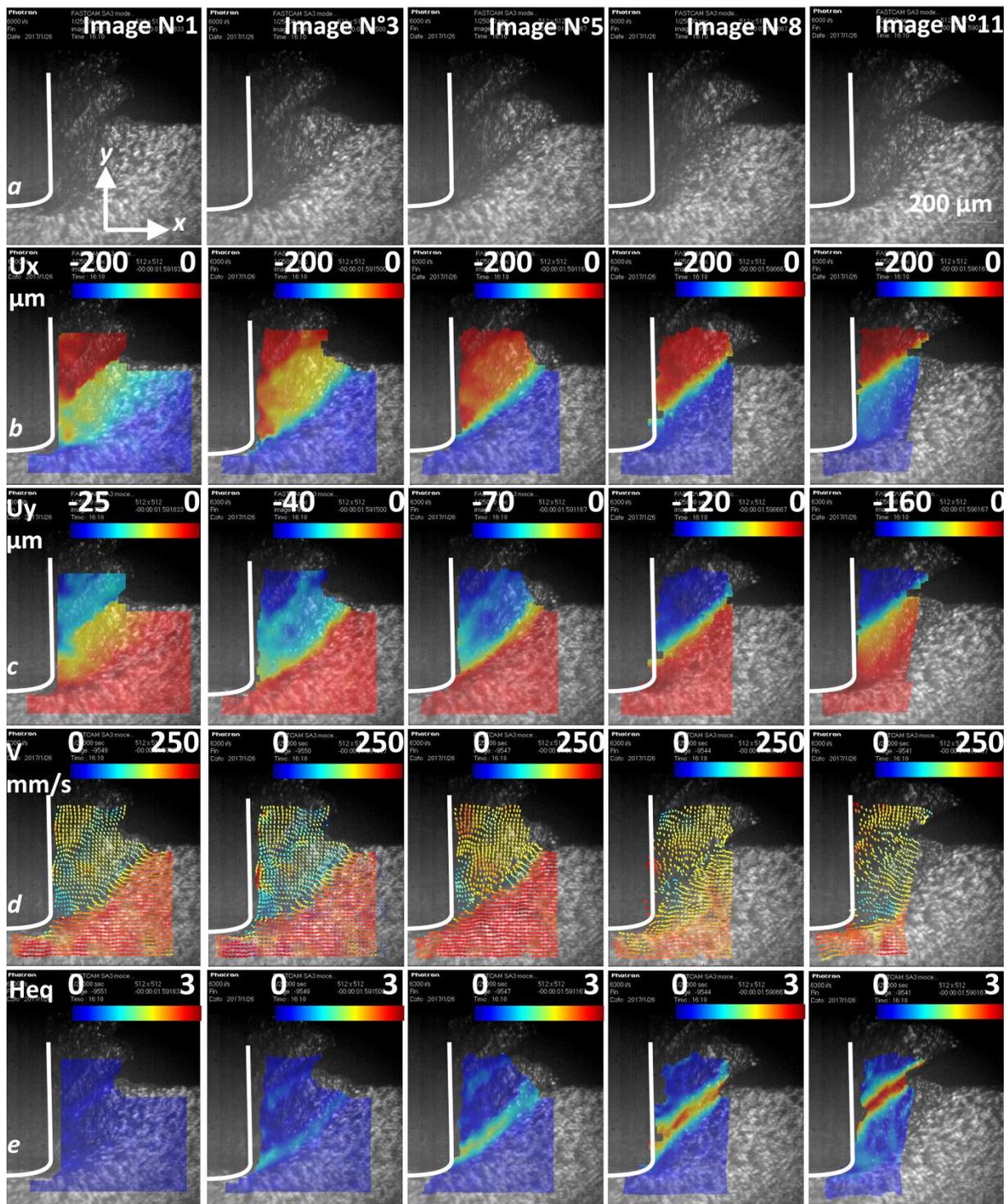


Figure V-37 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de :
a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test3 : TI54M, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=0^\circ$)

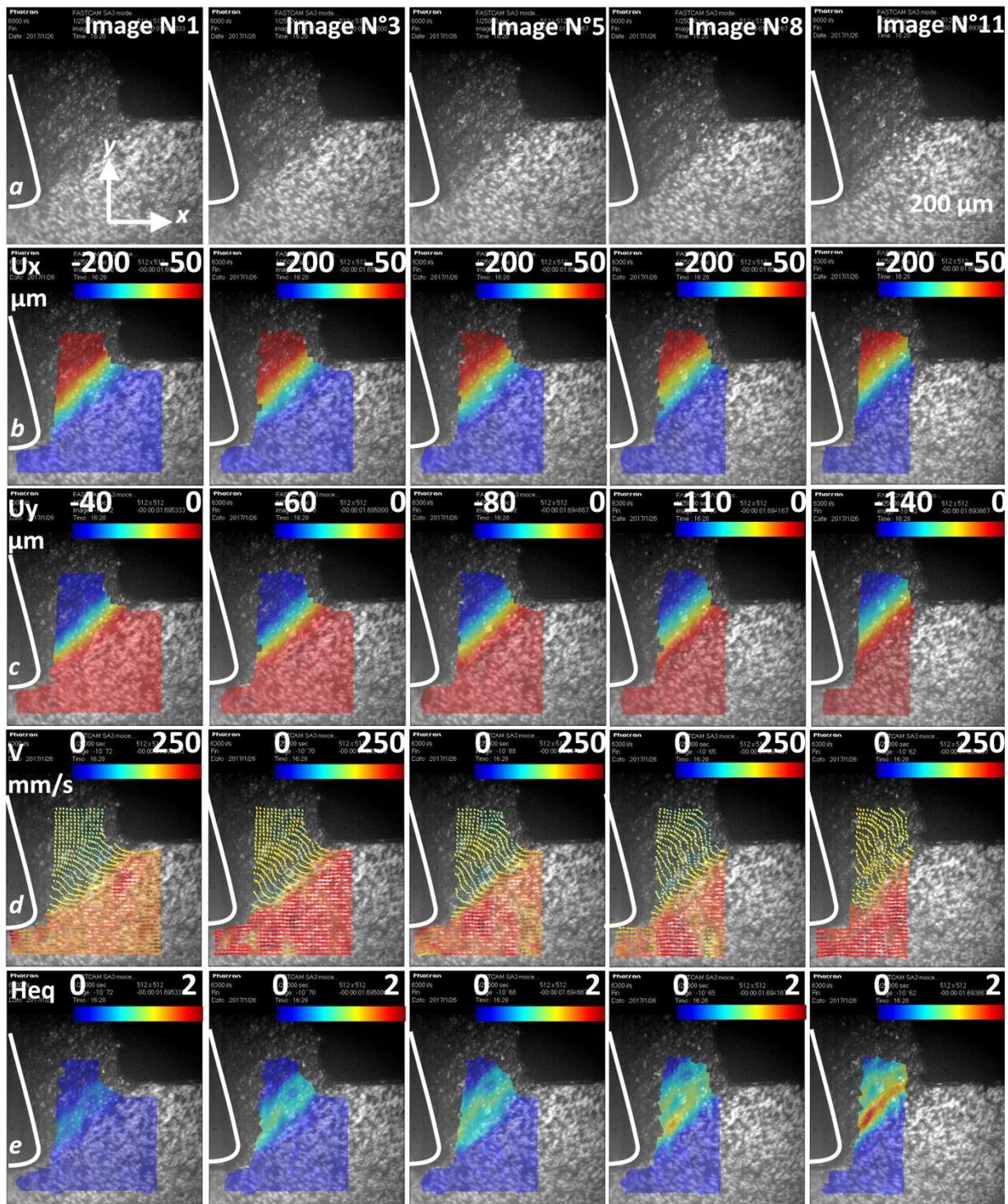


Figure V-38 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de : a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test4 : TI54M, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=15^\circ$)

V.5.2 Analyse numérique de la coupe orthogonale

Nous allons voir, à travers cette dernière partie, l'apport de la méthodologie d'adaptation du remaillage adaptatif ainsi que son influence sur les mécanismes d'enlèvement de la matière. Dans un premier temps, le modèle numérique 3D de coupe EF nécessaire sera brièvement détaillé. Ensuite, les résultats expérimentaux des analyses a posteriori obtenus, ainsi que les mesures cinématiques, seront confrontés aux réponses numériques afin d'évaluer le caractère prédictif de l'approche développée. Dans un deuxième temps, une attention particulière sera accordée aux mécanismes de formation du feston afin de décrire l'évolution spatiotemporelle de différentes grandeurs physiques et mécaniques. Le matériau utilisé dans cette partie est le TA6V avec les paramètres du modèle de comportement obtenu dans les travaux de (Li & He, 2006) et (Zhang, et al., 2011).

V.5.2.1 Présentation du modèle de coupe

L'opération d'usinage par enlèvement de la matière a été réalisée à l'aide du logiciel ABAQUS 6.13 Explicit. L'outil de coupe est sollicité à une vitesse de coupe égale à 15m/min, tandis que la pièce est fixée. Les dimensions de la structure, ainsi que les fixations et le chargement sont représentés sur la figure V-39.

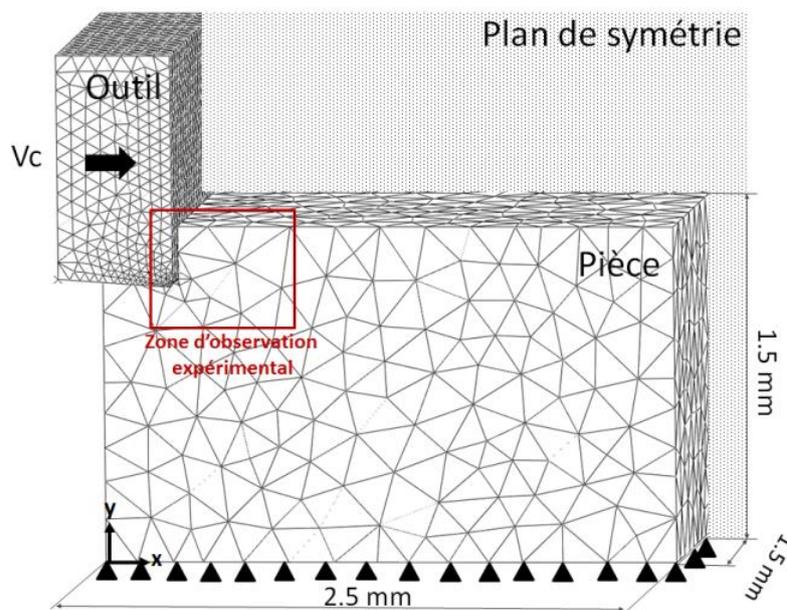


Figure V-39 : Maillage initial et conditions aux limites

Selon les conditions de symétrie dans une configuration 3D, seulement un demi de la pièce et d'outil de coupe sont modélisés. Cette configuration donne ainsi davantage de liberté à l'écoulement de matière en surface libre, permettant notamment la formation de bavures. L'outil de coupe et la structure sont discrétisés avec des éléments tétraédriques. L'outil de coupe est considéré comme rigide et sa géométrie a été analysée à travers des mesures profilométriques où le rayon d'acuité a été estimé à $20\mu\text{m}$. Le frottement entre l'outil et la pièce est modélisé par le modèle classique de Coulomb avec un coefficient de frottement constant η égal à 0,2. Pour la gestion du contact outil-pièce, l'algorithme maître-esclave a été défini avec les surfaces de l'outil

de coupe comme surfaces-mâtres. Un deuxième algorithme d'autocontact a été utilisé afin de gérer le contact copeau avec la face supérieure de la pièce. L'ensemble des constantes nécessaires pour définir la loi du comportement adopté dans le cas d'alliage de titane TA6V sont données dans le tableau V-4. Les différentes propriétés géométriques et les conditions d'usinage définies aux modèles numériques 3D sont regroupées par le Tableau V-6.

Tableau V-6: Propriété géométrique et conditions d'usinage.

	Paramètre étudié	Valeur
γ	Angle de coupe (°)	0
α'	Angle de dépouille (°)	5
r_b	Rayon d'acuité (μm)	20
l	Largeur de coupe (mm)	3
f	Avance (mm/tr)	0,25
V_c	Vitesse de coupe (m/min)	15

Le processus adaptatif adopté est celui présenté dans la figure I-24, tel que la fréquence de transfert est automatiquement identifiée. L'évolution de la taille des éléments en fonction de l'endommagement est synthétisée sur la figure III-6. Le tableau V-7 résume l'ensemble des paramètres imposés dans le cadre de cette étude.

Tableau V-7: Paramètre du processus de remaillage du maillage

	Paramètre étudié	Valeur
L_{\min}	Taille minimale (mm)	0,025
L_{Max}	Taille maximale (mm)	0,2
ε_{inp}	Erreur imposée (%)	0,3
R^{opt}	Pourcentage d'optimalité (%)	75
$nb_{\text{ité}}$	Nombre d'itérations maximal	8
D_{seuil}	Seuil d'endommagement	0,2
α	Constante d'endommagement	8
L_{\min}^{D}	Taille minimale d'élément complètement endommagé (mm)	0,025
$L_{\text{Max}}^{\text{D}}$	Taille maximale au seuil d'endommagement (mm)	0,07

Ce calcul met en œuvre:

- Une adaptation automatique du maillage par un critère couplé d'endommagement et d'estimation d'erreur résultant d'un recouvrement SPR-amélioré;
- Un lissage de la carte de taille définit par l'ensemble des critères géométriques et physiques afin de contrôler les gradients de taille de maille;
- Repositionnement des nœuds critiques (à l'intérieur de l'outil rigide);
- Transfert et équilibrage des conditions aux limites et des champs continus et discontinus

V.5.2.2 L'efficacité de la méthodologie de remaillage proposée

Dans cette section l'efficacité de la méthodologie de remaillage proposée du point de vue d'adaptation de maillage et la qualité des éléments est étudiée.

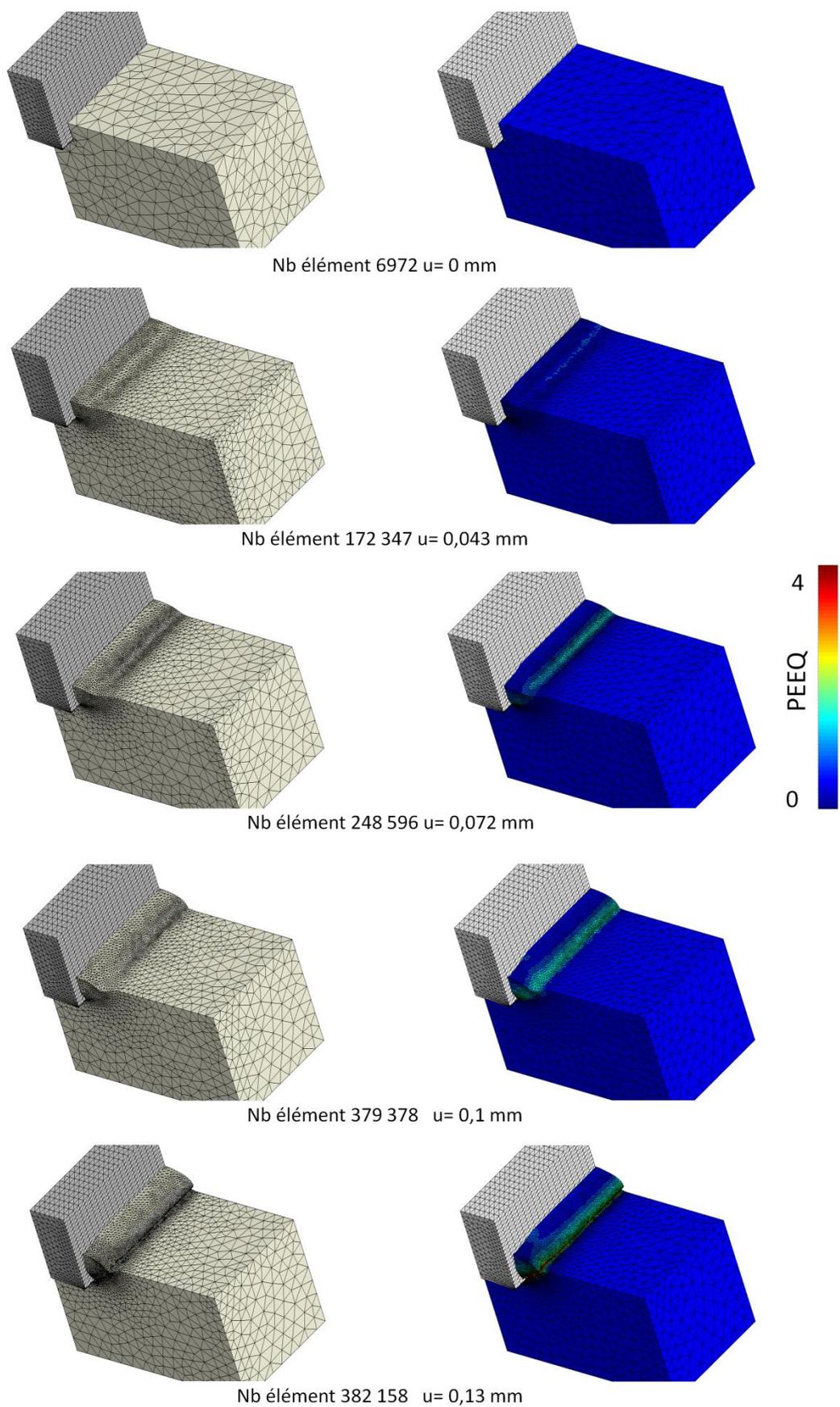


Figure V-40 : Distribution spatiale du maillage adapté, de la déformation plastique équivalente pour une vitesse de coupe de 15 m/min et une profondeur du passe 0,25 mm

V.5.2.2.1 Adaptation du maillage

La figure V-40 montre la corrélation entre l'évolution du maillage et des isovaleurs de la déformation plastique équivalente obtenue avec une modélisation 3D de la coupe orthogonale à une vitesse de coupe de 15 m/min et une profondeur du passe 0,25 mm. Pour ce type de problème, les avantages qu'offre le remaillage adaptatif sont manifestes. En effet, les différentes discrétisations spatiales du maillage montrent que la stratégie d'adaptation de maillage adoptée a permis de détecter automatiquement la formation de la bande de cisaillement adiabatique. On observe ainsi que la taille des éléments est automatiquement raffinée où la bande de cisaillement apparaît et augmente dans les zones peu déformées. Cette topologie particulière du maillage est difficile à obtenir par un calcul lagrangien standard. Nous pouvons donc conclure que l'utilisation de cette méthode d'adaptation du maillage automatique permet d'obtenir une simulation robuste et adaptative de phénomènes particulièrement localisés.

La figure V-41, traduit l'évolution du pourcentage d'idéalité des éléments avec et sans adaptation du maillage. En effet elle montre l'efficacité du processus d'optimisation du maillage adopté à travers une analyse simultanée de l'erreur estimée et de l'évolution du nombre d'éléments. En effet, au début du procédé, les deux tests (calcul avec adaptation et calcul sans adaptation du maillage) commencent avec le même nombre d'éléments et avec un niveau de précision de 100%. Cependant, au cours de la simulation et pour un nombre d'éléments comparables, l'adaptation du maillage permet d'améliorer significativement la précision du calcul (qui reste autour de la consigne, soit 75%). Dans le calcul sans remaillage adaptatif, une trop forte distorsion du maillage ne permet pas de simuler un feston complet. Un autre point fort du processus d'adaptation proposé est que la fréquence du remaillage est totalement automatisée. En effet, le nombre d'itérations pour chaque adaptation n'est pas fixe, mais varie en fonction des critères imposés et du degré des complexités du problème EF. Cette caractéristique permet d'éviter l'adaptation du maillage inutile et de réduire le coût du temps CPU.

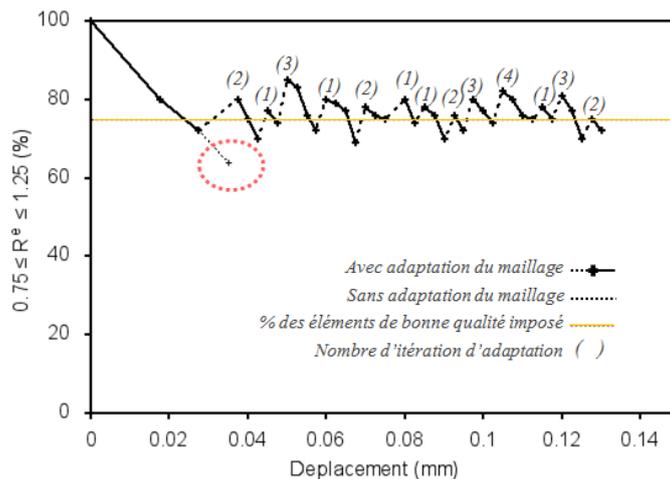


Figure V-41 : Évolution du pourcentage d'idéalité des éléments avec et sans adaptation du maillage, temps CPU=2j 16h 25min

V.5.2.2.2 Qualité des éléments

La figure V-42 permet de comparer la qualité du maillage obtenu en pointe d'outil avant et après adaptation du maillage. Sans adaptation du maillage, on constate une forte distorsion des

éléments en pointe d'outil. Notons que la simulation s'arrête à l'étape visible sur la figure V-42a. En revanche, l'utilisation de la procédure d'adaptation de maillage proposée permet une bonne qualité du maillage, permettant ainsi à la simulation de se poursuivre. Un élément est considéré distordu si l'un de ses angles dièdres (angles entre deux faces) est supérieur à 160° ou inférieur à 10° , ou si le rapport rayon-élément (le ratio entre le volume du tétraèdre initial et le volume du tétraèdre régulier enregistré dans la même sphère circonscrite, figure III-18) est inférieur à 0,2 (Abaqus, 2013). De plus une bonne gestion de contact entre l'outil et la pièce est assurée.

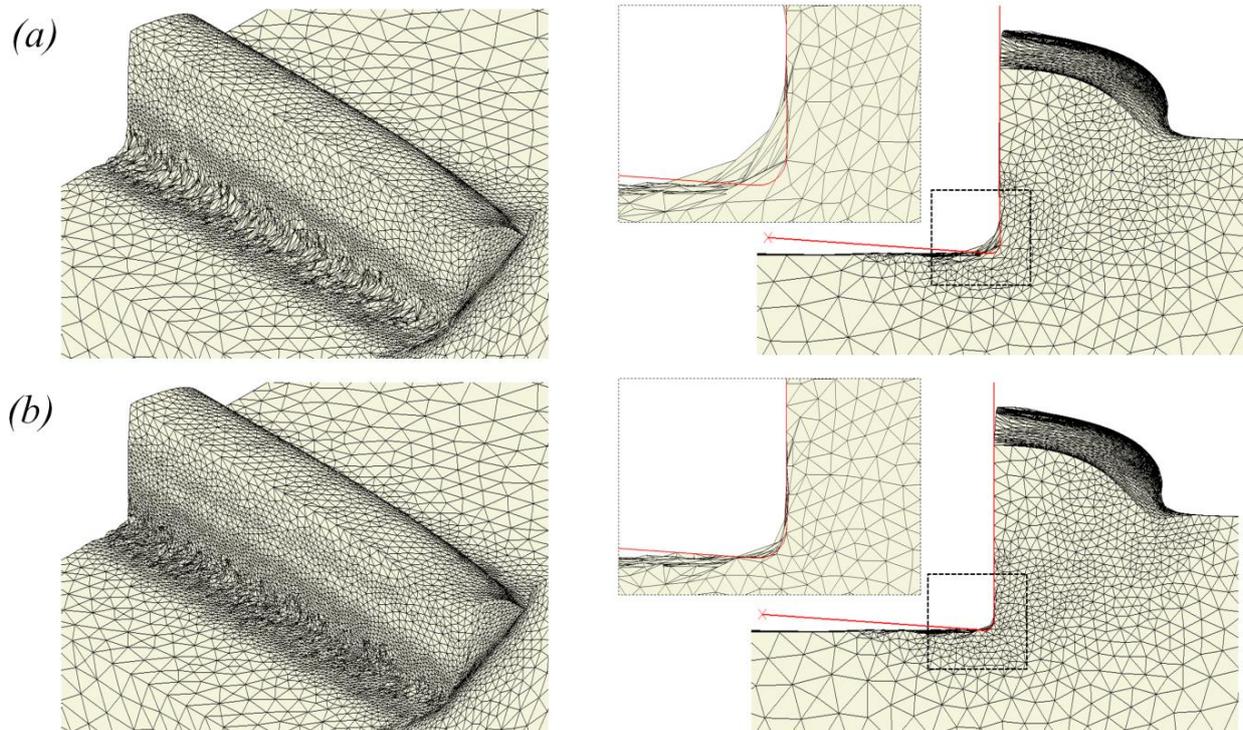


Figure V-42 : Qualité des éléments en pointe d'outil (a) sans utiliser et (b) en utilisant l'algorithme d'adaptation de maillage

V.5.2.3 Comparaison des résultats expérimentale/numérique

Dans cette partie, les résultats numériques sont comparés à ceux expérimentaux présentés dans la section V.5.1.4 (la morphologie du copeau, dimension caractéristique du copeau et les champs cinématiques). Cette étude s'intéressera plus particulièrement à l'effet d'angle de coupe nul sur la formation des bourrelets, expérimentalement observée. Enfin, l'évolution des déformations ainsi que la propagation des fissures sur la largeur de coupe seront examinées.

V.5.2.3.1 Dimension caractéristique du copeau

Les résultats expérimentaux concernant les principales dimensions caractéristiques du copeau (longueur de copeau et l'angle de cisaillement) sont comparés à ceux issus du modèle numérique. En termes de comparaison géométrique, on peut constater que la longueur de copeau et l'angle de cisaillement obtenu numériquement sont très cohérents avec les résultats expérimentaux mesurés sur le premier feston, respectivement $300\mu\text{m} - 310\mu\text{m}$ et $36,5^\circ - 37^\circ$ (figure V-43).

V.5.2.3.2 Champs de déformations

La figure V-43 permet de comparer les champs de déformations issues des volets numériques et expérimentaux à différents déplacements avec une modélisation 3D de la coupe orthogonale à une vitesse de coupe de 15 m/min. On observe que la plus grande partie de la déformation se concentre dans la bande de cisaillement primaire alors que la partie centrale du feston se déforme très peu. En effet, comme il a été montré expérimentalement (section V.5.1.3), la matière subit une forte compression en pointe d'outil ce qui déforme davantage le copeau. De plus, on peut constater que les résultats issus de deux approches montrent un bon accord en termes de formation du feston.

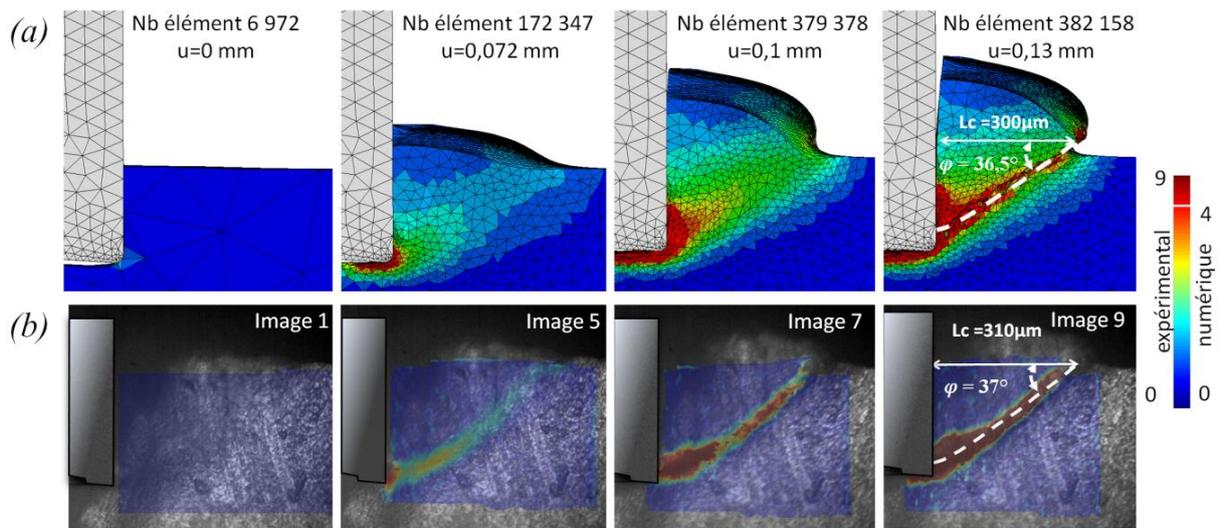
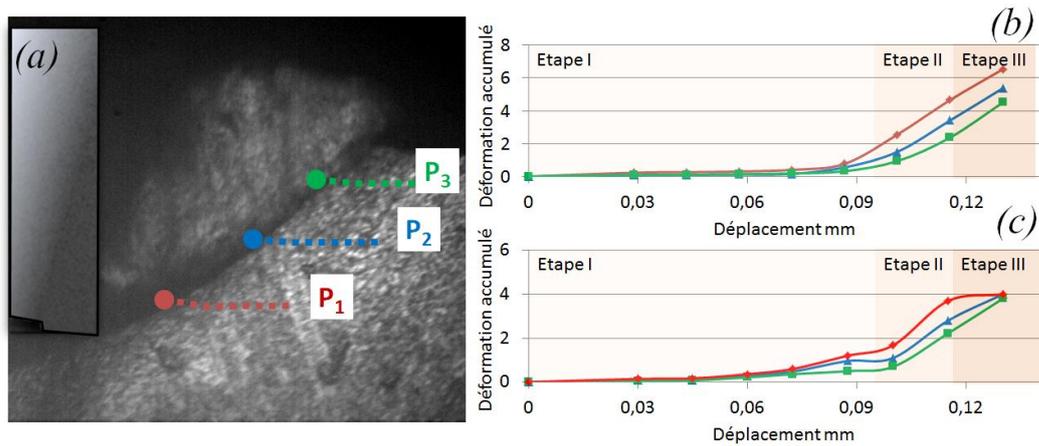


Figure V-43 : Comparaison entre les champs de déformations numériques (a) et ceux de l'expérience (b)

Une analyse temporelle de la séquence de formation du copeau via la déformation totale permet de mettre en évidence la formation du feston qui correspond à la propagation d'une fissure (figure V-44). Cette analyse comparative (expérimentale/numérique) montre en effet l'existence de trois étapes successives dans l'accumulation de la déformation dans la zone de déformation principale (ZI):

- Étape I : Au début de la formation d'un nouveau feston, la déformation se concentre lentement au voisinage direct de l'arête de coupe;
- Étape II : La déformation se concentre rapidement le long de la bande de cisaillement primaire, en partant de l'arête de coupe et conduit à la propagation d'une fissure de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre. Cette fissure, observée en P1 est visible sur toute la longueur de la bande de cisaillement;
- Étape III : La déformation accumulée se stabilise, le feston est complètement formé et glisse sans se déformer sur la face de coupe. Durant cette phase, les déformations mesurées par DIC n'ont plus de sens puisque le feston est animé d'un mouvement de corps rigide. Cependant, la déformation numérique se stabilise après la création du feston.

Il peut aussi être noté que sur la figure V-44 la durée de la deuxième étape est faible par rapport à la première, ce qui met en évidence une accélération de la propagation de la fissure.



V.5.2.4 Analyse de la formation d'un feston 3D

V.5.2.4.1 Déformation hors plan.

La pénétration de l'outil dans la pièce conduit à la formation d'un copeau segmenté complexe (figure V-45). Afin de mieux comprendre la formation et l'évolution de la BCA dans le cadre de la coupe orthogonale, nous allons par la suite analyser la formation du copeau dont sa déformation hors plans sur les bords mettra en œuvre davantage effets tridimensionnels.

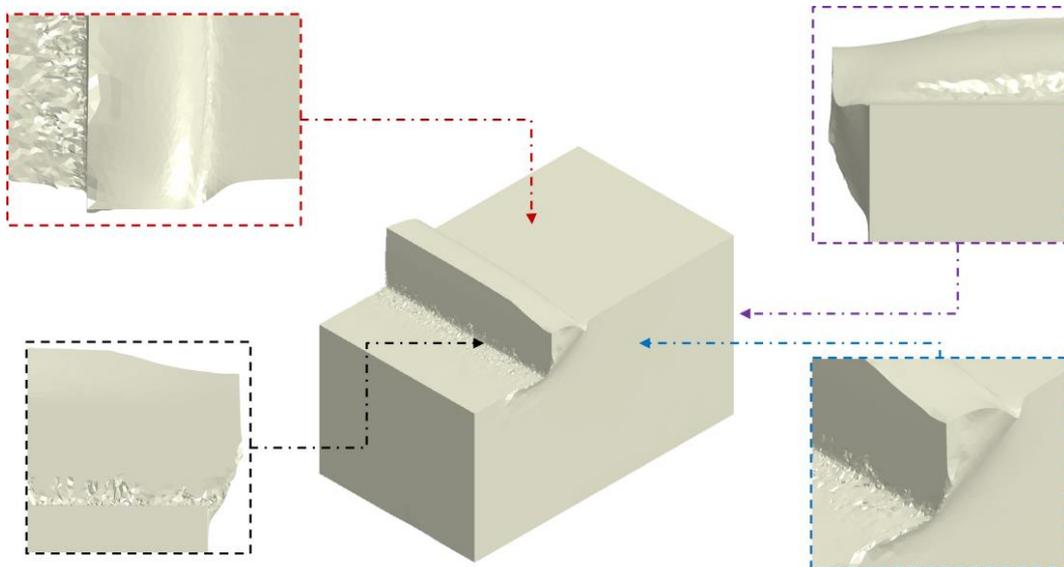


Figure V-45 : Copeau obtenu dans le cadre de l'essai de coupe orthogonale

Grâce aux vecteurs de vitesses en chaque nœud du maillage (figure V-46a, b et c), on constate tout d'abord que la matière située dans la région proche de la surface libre latérale est fortement influencée par l'effet de bord (courbure latérale très importante des vecteurs vitesse). Cette courbure conduit tout naturellement à la formation de la bavure. Au fur et à mesure que l'on se rapproche du plan de symétrie, le caractère tridimensionnel de l'écoulement perd peu à peu de

son influence jusqu'à devenir nul (aucune courbure des vecteurs de vitesses dans le plan de symétrie).

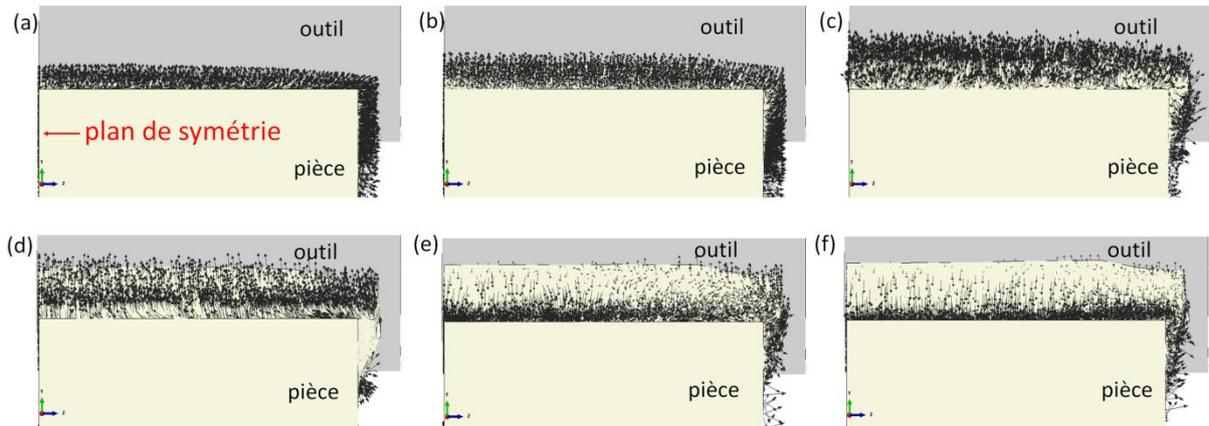


Figure V-46 : Orientation latérale des vectrices vitesses au cours du temps pour un angle de coupe nul

Suite à l'initiation de formation du feston sur le bord libre (figure V-46d), on constate que le déplacement hors plan de la matière située sur la surface libre latérale devient progressivement très faible. Ce qui favorise de plus le festonnage du copeau (figure V-46e). Enfin, suite à la pénétration progressive de l'outil dans la pièce, le premier feston sera totalement formé et une homogénéisation de la courbure des vecteurs vitesse au niveau de la BCA sera observée.

V.5.2.4.2 Mécanisme de formation d'un feston

La figure V-47 montre des plans de coupe dans le sens de la largeur du copeau (dans le sens des y croissants). A travers les isovaleurs d'endommagement, on constate que les résultats obtenus ne sont pas identiques d'une section à une autre. En effet, pour les trois premières colonnes de cette figure, le glissement de la matière suivant le plan de cisaillement est toujours plus important au centre de la pièce. Le festonnage est moins prononcé sur les bords où la matière usinée se déforme aussi latéralement. La matière étant davantage contrainte dans le plan de symétrie (déformation plane), les vitesses de déformation vont y être dirigées dans une seule direction, et avec plus d'intensité (figure V-47a). Ce qui conduit à des déformations plus importantes au niveau du plan de symétrie par rapport aux bords libres (figure V-47a, b, et c).

Cependant pour la dernière colonne (figure V-47d), on constate que la formation de la BCA dans le plan de symétrie est « en avance » sur celle du milieu du copeau, mais « en retard » sur celle située proche du bord libre. Ceci s'explique par le fait d'accumulation de la température au cours du temps (figure V-48). Ce qui conduit à des déformations plus importantes qui favorise davantage la formation d'une BCA sur le bord libre comme le montre la figure V-47d₃. Toutefois, la BCA se forme également assez rapidement au niveau du plan de symétrie (figure V-47d₁) parce que d'une part la température au centre est équivalente à celle du bord, d'autre part les vitesses de déformation sont dirigées uniquement dans une seule direction. Finalement, ce sont les BCA situées au milieu, à savoir entre les plans de symétrie et de surface libre (figure V-47d₂), qui sont les plus longues à se former. En effet, elles ne profitent que faiblement de l'influence du plan de symétrie et de la bavure. A travers ces constatations, le scénario de formation d'un feston peut être schématisé comme l'indique la figure V-50.

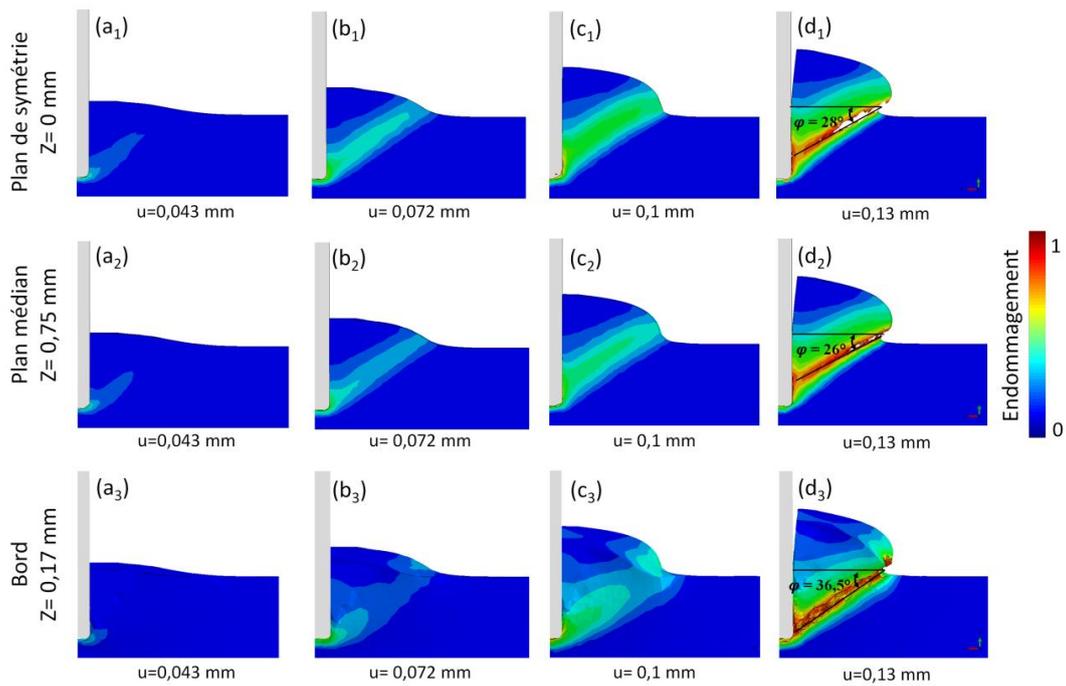


Figure V-47 : Évolution progressive de la géométrie du copeau et distributions d'endommagement correspondant obtenu lors de la formation de la première BCA

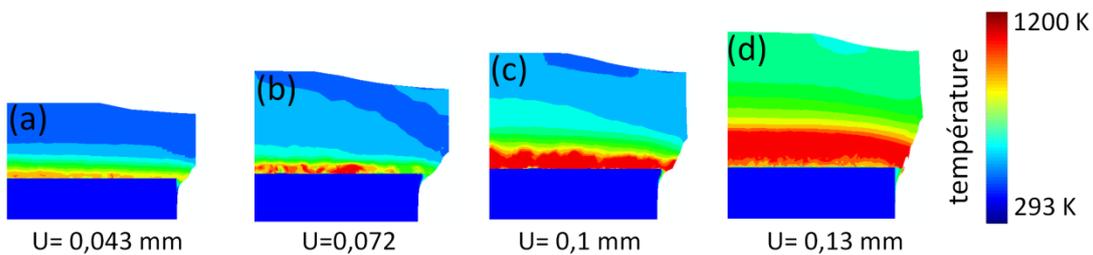


Figure V-48 : Évolution progressive de la géométrie du copeau et distributions des températures correspondantes

Au niveau d'orientation de la formation de la BCA visible sur la figure V-47, on constate que la seconde BCA formée dans la zone de la surface libre a un angle supérieur ($36,5^\circ$) à celle formée dans le plan médian (26°) et celle dans le plan de symétrie (28°). Ce qui donne une vision sur les frontières de la zone affectée par la pression hydrostatique localisée en pointe d'outil (figure V-49).

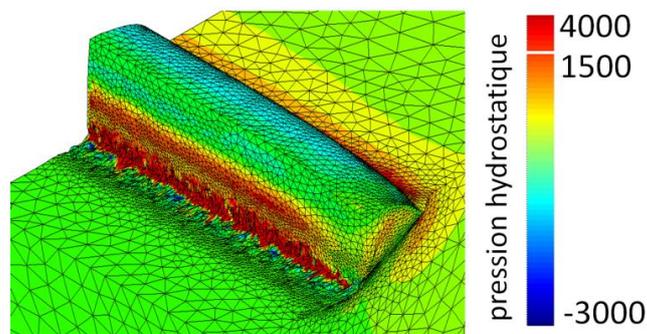


Figure V-49 : Distribution de la pression hydrostatique dans le cas d'une modélisation 3D de la coupe orthogonale pour $u=0,1$ mm ($V_c = 15$ m/min et $f = 0,25$ mm)

Au niveau des sens de la formation de cette BCA, on constate que sur le bord libre la fissure se propage de la pointe d'outil vers le bord libre de la matière. Cette propagation est suivie par une bifurcation vers l'intérieur de la zone de cisaillement comme l'indique la figure V-50. Le même phénomène est observé au niveau du plan de symétrie, sauf qu'ici le point de départ est la surface libre. Ceci est dû principalement à la zone affectée par la pression hydrostatique localisée en pointe d'outil.

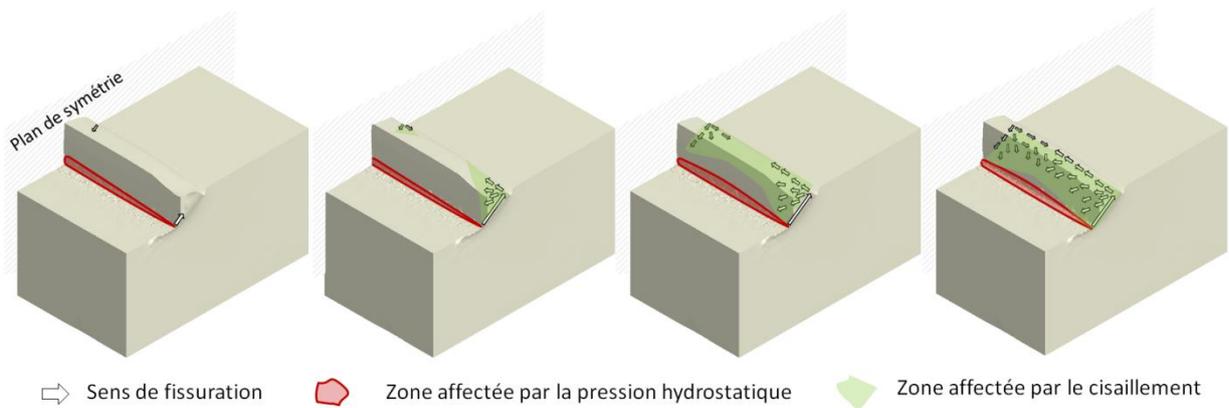


Figure V-50 : Scénario de propagation de fissure envisageable dans la formation d'un feston

V.6 Conclusion

Les études menées nous ont permis de mieux comprendre l'écoulement de matière hors plan engendré par la pénétration de l'outil dans la pièce pour un essai de coupe orthogonale. Nous avons pu mettre en lumière le fait que la pièce à usiner n'est pas sollicitée de la même façon sur toute sa largeur de coupe, ce qui confirme l'intérêt de l'approche tridimensionnelle adoptée. Nous avons également pu montrer qu'il est tout à fait probable qu'il n'existe pas une, mais plusieurs BCA avec des points d'initiation (bord de la pièce et la surface libre) et des orientations différentes, confirmant ainsi les résultats obtenus expérimentalement.

Conclusion générale et Perspectives

Ce travail de thèse s'inscrit dans la compréhension des mécanismes mis en jeu pour la formation du copeau en usinage, et plus largement pour la fiabilisation des modélisations numériques par la méthode des éléments finis des procédés de mise en forme qui nécessite un remaillage adaptatif. L'objectif final est d'établir un modèle de coupe 3D permettant de retranscrire les phénomènes locaux observés expérimentalement.

La bibliographie générale sur le processus de formation du copeau (chapitre I) a mis en évidence des zones de très fortes déformations localisées en pointe d'outil. Du point de vue numérique, il est apparu que la principale difficulté est de garantir une bonne qualité du maillage sans avoir une dégradation des résultats. Pour répondre à cette difficulté, une méthode de remaillage adaptative a été mise en place. La logique de structuration, ainsi que les différentes étapes de résolution ont fait l'objet de développements. La démarche globale nécessite les éléments suivants :

- Un solveur employant la méthode des éléments finis pour résoudre les équations qui définissent la physique des phénomènes (Abaqus®) ;
- Un mailleur adaptatif 3D permettant la génération de maillage de bonne qualité selon la carte de taille souhaitée (MeshGem®) ;
- Des méthodes robustes de transfert des champs thermomécanique associé à l'ancien maillage vers le nouveau maillage (interpolation linéaire pour les champs continus et lissage par la technique SRP-améliorée pour les champs discontinus) ;
- Des estimateurs d'erreur fiables permettant de contrôler les tailles de chaque élément afin d'atteindre le niveau de qualité désiré par l'utilisateur, tout en minimisant le nombre des degrés de liberté (h-adaptation ; stratégie d'adaptation pour une erreur uniforme; critère de remaillage basé sur l'endommagement et la réduction d'erreur EF estimé par la technique SRP-améliorée) ;
- Procédures d'équilibrage des champs transférés sur le nouveau maillage.

Le transfert de champs entre deux maillages est un point clef (chapitre II). Certains champs mécaniques sont exprimés aux nœuds alors que les autres sont exprimés aux points de Gauss des éléments, cependant la majorité des techniques de transfert de champs se limite aux transferts des valeurs nodales. Une opération d'interpolation (ou d'extrapolation) des quantités exprimées aux points de Gauss vers les nœuds s'impose alors. Toutefois, l'utilisation d'un tel chemin détourné atteint rapidement ses limites, car il induit notamment des phénomènes de diffusion non négligeables. Ces phénomènes de diffusion numérique doivent être minimisés, car ils peuvent causer l'élargissement artificiel de la bande, où se concentrent les déformations. Pour réduire cette diffusion d'informations locales, le transfert indirect en passant uniquement par les nœuds de l'ancien maillage a été adopté. L'ensemble des résultats permet de valider ce choix.

De plus, l'analyse effectuée des différentes techniques de transfert les plus utilisées (PP, REP, Avg et SPR) a permis de dégager les principales qualités et faiblesses de chaque technique ainsi que les possibilités d'améliorations. Des améliorations permettant d'augmenter l'efficacité en termes de diffusion d'information et de stabilité numérique avec une loi de comportement utilisée ont été développées. La validation numérique de ces améliorations a révélé que la

méthode SPR-améliorée (SPR I1CL) préserve mieux les propriétés des champs mécaniques et minimise de manière efficace la diffusion numérique ce qui conduit à une forte diminution de la fluctuation de l'effort globale. De plus, elle possède l'intérêt de pouvoir être utilisée pour le calcul de l'estimation d'erreur.

L'analyse des différentes méthodes de génération et d'adaptation d'un maillage tridimensionnel (méthode r, méthode p et méthode h) montre que selon l'application, certaines méthodes génèrent des maillages de meilleure qualité que d'autres. Pour les procédés de mise en forme où la pièce subit une grande déformation, notre analyse a montré que la méthode h-adaptative apparaît comme la méthode la plus adaptée. En effet, elle consiste à remplacer le maillage initial déformé par un nouveau maillage pour atteindre le niveau de qualité désiré par l'utilisateur, tout en minimisant le nombre des degrés de liberté.

Toutefois, cette approche nécessite les choix d'un ou plusieurs critères de contrôle d'erreur. Ces critères peuvent être basés sur une ou plusieurs grandeurs physiques. Dans le cadre de cette étude, plusieurs critères physiques ont été analysés (l'endommagement et la déformation plastique). Aussi le critère de contrôle d'erreur peut être basé sur un estimateur d'erreur de type Z2. Dans un premier temps, l'efficacité des estimateurs d'erreurs de type Z2 a été évaluée dans le cadre d'un problème analytique. Puis, il a été montré que les propriétés de superconvergence de la contrainte recouverte (connue pour le modèle en 2D) sont aussi vraies pour les modèles 3D. Par ailleurs, la comparaison des techniques de recouvrement a mis en évidence que l'ensemble des développements proposés améliore la précision de la technique SPR et accélère la convergence vers une discrétisation spatiale constante. Dans un deuxième temps, le critère de contrôle d'erreur basé sur l'endommagement et l'estimateur d'erreur de type Z2 (SPR-I1CL) a été utilisé avec un comportement matériaux de type JC (plasticité et endommagement) avec suppression des éléments totalement endommagés. Cette technique s'est montrée robuste et entièrement automatique pour déterminer la taille optimale du nouveau maillage à créer (carte de taille). De plus, elle a permis la bonne prédiction des zones endommagées (fissures macroscopiques) au cours du temps.

Les différentes techniques développées ont été réunies (chapitre IV) pour modéliser différents procédés de mise en forme. La fréquence du remaillage ainsi que le pas de temps du calcul ne sont pas constants, mais adaptés en fonction du pourcentage des éléments qui respecte l'erreur ciblée et du degré de complexités du problème traité. Cette caractéristique permet d'éviter des itérations inutiles et ainsi de réduire le coût de calcul. Toutefois, les champs transférés ne sont pas nécessairement équilibrés. Une nouvelle technique d'équilibrage a été proposée. L'efficacité et la robustesse de cette méthodologie ont été testées pour différentes applications (petits déplacements, grands déplacements, sans et avec endommagement). L'ensemble des résultats obtenus confirme la stratégie d'équilibrage proposée. En effet, elle permet de réduire très fortement les fluctuations effort/déplacement, ce qui améliore la correspondance avec les résultats expérimentaux.

Des mesures de champs cinématiques à travers la technique de corrélation d'images ont été réalisées pour des opérations d'usinage, afin de calculer les champs de déformation en pointe d'outil. Ces mesures ont servi à la validation de la simulation numérique à l'échelle locale. La comparaison des champs cinématiques expérimentaux et ceux issus du calcul EF mettent en évidence la robustesse du processus d'adaptation du maillage proposée pour retranscrire les phénomènes locaux observés expérimentalement. De plus, en couplant notre approche adaptative avec l'artéfact numérique de kill element pour la prise en compte de

l'endommagement, il est possible de modéliser l'initiation et la formation de copeaux segmentés avec une apparition des fissures sur les bords libre de la pièce. En effet, la reproduction de l'écoulement de la matière sur les bords, la géométrie du copeau et les mécanismes d'enlèvement de la matière corrént bien avec les résultats expérimentaux. Bien que cette approche soit coûteuse en terme de temps de calculs (vu son caractère itératif), elle a permis d'obtenir des informations tridimensionnelles et complémentaires sur le processus de formation du copeau, qui sont très rare dans la littérature. De plus, dans le cadre général, les logiciels EF avec adaptation du maillage permettant l'obtention de ces résultats avec autant de précision sont jusqu'à aujourd'hui encore peu nombreux.

Perspectives

À l'issue de ce travail de thèse, les résultats obtenus sont assez prometteurs et on peut considérer que les différents outils numériques développés constituent une bonne base à l'adaptation automatique des calculs pour la simulation automatique de divers procédés de mise en forme tridimensionnelle. Toutefois certains points sont encore à améliorer et de nombreuses perspectives sont envisageables pour poursuivre ce travail tant d'un point de vue numérique qu'expérimental.

Du point de vue numérique :

- Pour un gain de temps de calcul, il serait intéressant de limiter la zone de remaillage où seules les zones les plus critiques seraient remaillées.
- Un couplage entre la formulation ALE et le processus de remaillage pourrait être avantageux afin de minimiser le nombre d'opérations de remaillage ce qui permet aussi de réduire le temps de calcul.
- La méthode de suppression des éléments s'avère très 'brutale' car elle élimine les valeurs maximales des grandeurs physiques et ne respecte pas le principe de la conservation de la masse. Il serait surement avantageux de travailler avec d'autres méthodes plus performantes comme celle proposée par Chiaruttini et al. ([Chiaruttini, et al., 2013](#))

Du point de vue expérimental :

- L'amélioration du montage expérimental paraît nécessaire pour gagner en précision spatiale et temporelle. L'éclairage tient aussi un rôle majeur pour avoir des images de très bonne qualité.
- Un système de type stéréo-corrélation permettrait de réaliser des mesures de déplacement hors plans, ce qui minimise l'erreur expérimentale.
- L'intégration une caméra infrarouge et une caméra rapide, comme réalisée par ([Whitenton, 2010](#); [Harzallah, 2018](#)) serait un atout très précieux pour valider de manière pertinente la fiabilité des modèles numériques de la coupe à travers un bilan énergétique.
- Il serait aussi intéressant d'observer la zone de cisaillement tertiaire afin d'analyser les déformations appliquées sur la surface usinée de la pièce ([Baizeau, 2017](#)).

Liste des figures

Figure I-1 : Exemples de configurations expérimentales de la coupe orthogonale : (b) opération de rabotage, (c) usinage d'un tube avec une avance axiale, (d) usinage d'un disque avec une avance radial	8
Figure I-2 : Zones de cisaillement et la distribution du flux de chaleur en coupe orthogonale	9
Figure I-3 : les différentes morphologies de copeau.....	10
Figure I-4 : (a) Copeau avec arête rapportée ; (b) Effet de la vibration sur la morphologie du copeau.....	11
Figure I-5 : Influence de la vitesse de coupe et la vitesse d'avance sur la formation du copeau : (a) $V_c=40$ m/min ; $f=0.15$ mm/tr ; (b) $V_c=40$ m/min ; $f=0.25$ mm/tr ; (c) $V_c=80$ m/min ; $f=0.15$ mm/tr ; (d) $V_c=80$ m/min ; $f=0.25$ mm/tr	11
Figure I-6 : Micrographie d'un copeau partiellement formé: (a) par suivi de grille photolithographie ; (b) par suivi d'alignements de perlite.....	12
Figure I-7 : Les différentes étapes de la formation d'un feston en acier 100Cr6.....	13
Figure I-8 : Les déplacements et les champs de contraintes principales à deux étapes. Le temps total écoulé est de 2,2 ms correspondant à la formation d'un segment. (a) Déplacement horizontal (en μm). (b) Déplacement vertical (en μm). (c) souche majeure. (d) Souche mineure	14
Figure I-9 : Mouvement hors plan du copeau.....	14
Figure I-10 : Feston en formation TA6V. (a) Vue au vidéomicroscope. (b) Vue au MEB et vue de détail de la décohésion sur le bord.....	15
Figure I-11 : Coupes transversales dans le sens de la largeur des copeaux.....	15
Figure I-12 : Les différents scénarios possibles de propagation de la fissure	16
Figure I-13 : Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche SPH	18
Figure I-14 : Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche CNEM.....	19
Figure I-15 : Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche DEM	19
Figure I-16 : (a) Principe de la formulation ; (b) Eulérienne Principe de la formulation Lagrangienne.....	21
Figure I-17 : Principe de la formulation ALE.....	22
Figure I-18 : Séparation de copeau sans suppression d'éléments: (a) avant (b) après.....	23
Figure I-19 : Séparation de copeau avec suppression d'éléments.....	22
Figure I-20 : Utilisation de la formulation Lagrangienne couplée avec un remailleur adaptatif pour la simulation d'usinage en 2D.....	24
Figure I-21 : Utilisation de la formulation ALE couplée avec un remailleur adaptatif pour la simulation d'usinage en 3D avec le logiciel Forge®	24
Figure I-22 : Comparaison des efforts de coupe obtenus expérimentalement et numériquement avec Deform et AdvantEdge	26
Figure I-23 : Comparaison des efforts spécifiques de coupe K_c en fonction de la V_c	26
Figure I-24 : Algorithme d'adaptation proposé.....	28
Figure II-1 : Algorithme d'adaptation du maillage mis en place ; (b) Algorithme détaillé du transfert de champs.....	31
Figure II-2 : Croquis de différents maillages du même domaine :(a) identiques, (b) imbriquées, (c) raffiné et (d) dissemblables	32
Figure II-3 : Principe de transfert de variables nodales	33
Figure II-4 : Transport P_0 direct	35
Figure II-5 : Principe de la technique des moyennes pondérées	36
Figure II-6 : Patch d'élément topologique 2D centré sur le point du Gauss g'	36
Figure II-7 : Principe de transfert indirect en passant par les nœuds de l'ancien et du nouveau maillage.....	38
Figure II-8 : Principe de transfert indirect en passant par les nœuds du nouveau maillage.....	38

Figure II-9 : Patch nodal topologique 2D avec des triangles linéaires	39
Figure II-10 : Valeurs approximatives et solution exacte.....	40
Figure II-11 : Illustration du nombre insuffisant de voisins (c) et manque d'information sur le gradient pour : (a) un patch d'élément et (b) patch nodal	41
Figure II-12 : À gauche Patch topologique 2D avec des triangles linéaires (SPRP). À droite Recouvrement sur les nœuds frontière en 2D (SPRP).....	42
Figure II-13 : Interpolation avec enrichissement local, cas 2D	44
Figure II-14 : Interpolation avec enrichissement local, cas 3D	44
Figure II-15 : Interpolation avec enrichissement local, cas 3D	44
Figure II-16 : Illustration d'améliorations proposées en surface	45
Figure II-17 : Illustration de la perturbation liée à l'extrapolation	46
Figure II-18 : Dimensions et conditions aux limites du l'éprouvette chapeau adopté.....	47
Figure II-19 : Erreur surfacique et volumique pour un transfert entre maillages identiques (cas non amélioré). (a) maillage grossier et (b) maillage fin.....	49
Figure II-20 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul sans et avec transfert de champs entre maillages identiques (cas non amélioré). (a) Maillage grossier et (b) maillage fin.....	49
Figure II-21 : Erreur surfacique et volumique pour un transfert entre maillages identiques (cas amélioré). (a) Maillage grossier et (b) maillage fin.	50
Figure II-22 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul sans et avec transfert de champs entre maillages identiques (cas amélioré). (a) Maillage grossier et (b) maillage fin.....	50
Figure II-23 : Comparaison entre les différentes techniques de transfert (direct et indirect) sur la répartition spatiale de la contrainte de von Mises pour un maillage fin (cas amélioré).	51
Figure II-24 : Comparaison entre les différentes techniques de transfert (direct et indirect) sur la répartition spatiale de la contrainte de von Mises pour un maillage grossier (cas amélioré).	52
Figure II-25 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul élasto viscoplastique classique et d'autres calculs avec transfert entre deux maillages différents (sans amélioration). (a) maillage grossier et (b) maillage fin.....	53
Figure II-26 : L'évolution des forces résultantes en fonction du déplacement imposé pour un calcul élasto viscoplastique classique et d'autres calculs avec transfert entre deux maillages différents (cas amélioré). Maillage grossier en (a) et maillage fin en (b).....	54
Figure III-1 : Algorithme d'adaptation du maillage mis en place.....	58
Figure III-2 : Principe de la méthode r-adaptative.....	59
Figure III-3 : Principe de la méthode p-adaptative	60
Figure III-4 : Principe de la méthode h-adaptative	60
Figure III-5 : Raffinement tridimensionnel par subdivision d'un élément tétraédrique	61
Figure III-6 : Variation de la taille d'élément basé sur l'endommagement	63
Figure III-7 : Principe de la méthode d'élimination des éléments	64
Figure III-8 : Maillages éléments finis irréguliers utilisés	65
Figure III-9 : Convergence de la solution EF vers une solution stable	66
Figure III-10 : Évolution du maillage basé sur la valeur d'endommagement à partir d'un maillage grossier (1) et un maillage fin (2).....	66
Figure III-11 : Variation de la taille d'élément basé sur la variation d'endommagement et la déformation plastique cumulée.....	67
Figure III-12 : Évolution du maillage basé sur les valeurs de l'endommagement et de la déformation plastique cumulée à partir d'un maillage grossier (1) et fin (2).....	67
Figure III-13 : Du problème physique au problème numérique	68
Figure III-14 : Interface entre deux éléments (e1 et e2) en 2D	72
Figure III-15 : Distorsion importante du maillage (a) et vue de détail en (b et c). Des éléments de grandes tailles juxtaposées à des éléments de faibles tailles.....	77

Figure III-16 : Création du modèle géométrique.....	78
Figure III-17 : Les huit exemples de classification des tétraèdres.....	78
Figure III-18 : le ratio entre le volume du tétraèdre initial et le volume du tétraèdre régulier enregistré dans la même sphère circonscrite	79
Figure III-19 : Amélioration de la robustesse du remaillage par la technique r-adaptatif	79
Figure III-20 : Qualité du maillage en point d'outil avec remaillage : (a) Calcul sans l'algorithme de projection des nœuds et (b) avec projection des nœuds.....	80
Figure III-21 : Isovaleurs de la fonction f_1 (solution exacte).....	82
Figure III-22 : Évolution du maillage basé sur la réduction d'une erreur avec la méthode (SPR- I_{1CL}) à partir d'un maillage très grossier. Précision imposée 0,8%	83
Figure III-23 : Comparaison entre les différents critères d'estimation d'erreur : (a) nombres d'éléments (b) erreur moyenne estimée et (c) coefficient d'idéalité.....	84
Figure III-24 : Évolution du maillage basé sur la variable d'endommagement et la réduction d'erreur à partir d'un maillage grossier (1) et un maillage fin (2). Précision imposée 0,03%.....	85
Figure III-25 : Comparaison entre les différents critères d'adaptation du maillage : (a) convergence de la solution EF (b) nombre d'éléments	86
Figure III-26 : Effet de la précision imposée sur la densité du maillage. (1) 0,3%, (2) 0,03% et (3) 0,01%	87
Figure III-27 : Effet de la précision imposée sur la convergence de la solution EF.....	88
Figure III-28 : Effet de la précision imposée sur : (a) le temps CPU et (b) du % d'erreur en effort pour un déplacement de 0,027 mm	88
Figure III-29 : Effet de la fréquence de remaillage sur la densité du maillage pour différents déplacements imposés. Précision imposée 0,03%.....	89
Figure III-30 : Effet de la fréquence de remaillage sur la convergence de la solution EF. Précision imposée 0,03%.....	90
Figure IV-1 : Processus d'adaptation du maillage en fonction du temps	93
Figure IV-2 : Discrétisation spatiale du maillage pour différents instants	94
Figure IV-3 : Courbe effort/déplacement en fonction de la tolérance de l'erreur pour une vitesse de déformation plastique égale à $1 s^{-1}$	95
Figure IV-4 : Une comparaison entre les courbes (effort-déplacement) expérimentale et numérique pour une vitesse de déformation plastique égale à $100 s^{-1}$	95
Figure IV-5 : Champ de contrainte de von Mises (MPa) et efforts nodaux (N) avant et après transfert.....	97
Figure IV-6 : Isovaleurs du champ de contrainte de von Mises avant et après l'étape d'équilibrage pour un pas de temps nul.....	99
Figure IV-7 Recouvrements des échelles de temps.....	99
Figure IV-8 : Courbes efforts/déplacement obtenues avec et sans équilibrage	101
Figure IV-9 : Discrétisation initiale et conditions aux limites de l'essai du forgeage	101
Figure IV-10 : Discrétisation spatiale du maillage et iso valeurs de la contrainte de von Mises en fonction du déplacement imposée. À gauche avec adaptation du maillage, à droite sans adaptation	102
Figure IV-11 : Évolution du pourcentage d'idéalité des éléments avec et sans adaptation du maillage	103
Figure IV-12 : Évolution de l'effort résultant en fonction du déplacement imposé avec et sans adaptation du maillage	104
Figure IV-13 : Illustration de la performance du processus adaptatif proposé en termes de gestion du contact. À gauche avec adaptation du maillage, à droite sans adaptation.....	104
Figure IV-14 : Isovaleurs d'endommagement pour plusieurs tailles d'arrêt minimal: $ah_{min} = 0,8 mm$, $bh_{min} = 0,2 mm$ et $ch_{min} = 0,05 mm$	105
Figure IV-15 : Isovaleurs la déformation plastique équivalente pour plusieurs tailles d'arrêt minimal: a $h_{min} = 0,8 mm$, b $h_{min} = 0,2 mm$ et c $h_{min} = 0,05 mm$	106

Figure IV-16 : Courbe force/déplacement obtenue en simulation et sensibilité à la taille minimale h_{min} ; erreur imposée =0.02%, $\varepsilon=100s - 1$	106
Figure IV-17 : l'influence de la taille minimale imposée (a) sur l'erreur estimée et (b) sur le temps de calcul.....	107
Figure IV-18 : Courbe force/déplacement obtenue en simulation et sensibilité à l'énergie de la rupture ; erreur imposée =0.02%, $\varepsilon=1s - 1$, $h_{min} = 0.05 mm$	107
Figure IV-19 : Comparaison au déplacement à la rupture ($u=0.22mm$) entre les déformations plastiques équivalentes et les contraintes données avec endommagement (à gauche) et sans endommagement (à droite), erreur imposée =0.02%, $\varepsilon=1s - 1$, $h_{min} = 0.05 mm$	108
Figure IV-20 : Fissuration du l'éprouvette chapeau : (Ti17) (Ayed, et al., 2017)	108
Figure IV-21 : Fissuration du l'éprouvette chapeau : (Ti17), erreur imposée =0.02%, $\varepsilon=1s - 1$	109
Figure IV-22 : Processus d'adaptation du maillage avec les solutions retenues	110
Figure V-1 : Microstructure de l'alliage de titane TA6V observée au MEB sur des sections polies à température ambiante.....	114
Figure V-2 : Schéma de principe du moiré interférométrique	115
Figure V-3 : Principe du phénomène de moiré.....	116
Figure V-4 : Différents motifs utilisés par les méthodes de suivi de marqueurs ou de grilles	116
Figure V-5 : Principe de la méthode de corrélation d'image	117
Figure V-6 : (a) Image à niveaux de gris aléatoires avec la grille virtuelle (rouge) et le domaine de corrélation (vert); (b) représentation en trois dimensions de niveaux de gris du motif; (c) champs d'intensité de niveaux de gris du motif obtenu par interpolation bicubique.....	119
Figure V-7 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette de cisaillement uniaxial	121
Figure V-8 : Dispositif expérimental des essais de cisaillement	122
Figure V-9 : Distribution et histogramme des niveaux de gris d'une éprouvette non déformée (zone d'analyse). Image codée sur 8 bits (256 niveaux de gris), taille du pixel 0,0035mm.....	123
Figure V-10 : Sélection de la zone d'intérêt et choix de la taille de l'imagette a) plus petite ou b) égale ou c) plus grande que la taille de grille.....	123
Figure V-11 : (a) Observation d'évolution d'effort global et (b) corrélation par caméra rapide de la zone de cisaillement (1 mm/s).....	125
Figure V-12 : Exemple de taille de grille	126
Figure V-13 : Influence de la taille de la grille sur le déplacement pour $TM=10$; $v=1mm/s$	126
Figure V-14 : Influence de la taille de la grille sur la perte d'information juste avant rupture pour un $TM=10$; test 1 : $v=1mm/s$	126
Figure V-15 : Influence de la taille du motif pour un $TG=20$, test 1 : $v=1mm/s$	127
Figure V-16 : Série de photos prises lors d'un essai de cisaillement pour l'alliage TA6V : (a,b) les champs de déplacement longitudinal et transversal (c) vitesse de déplacement; (test 1 : $v=1mm/s$).....	127
Figure V-17 : Série de photos prises lors d'un essai de cisaillement pour l'alliage TA6V : (a) déformation logarithmique maximale, (b) déformation logarithmique minimale et (c) cisaillement maximal ε_s/max ; (test 1 : $v=1mm/s$).....	128
Figure V-18 : Comparaison entre les directions de déformation dans différentes zones pour un déplacement $u=1.36 mm$ (test 1 : $v=1mm/s$).....	128
Figure V-19 : Évolution (a) des déformations logarithmiques maximales, (b) des déformations logarithmiques minimales et (c) cisaillement maximal en fonction de déplacement pour quatre points (test 1 : $v=1mm/s$)	129
Figure V-20 : Géométrie de l'éprouvette étudiée : (a) géométrie réelle de l'éprouvette, (b) zone modélisée sous Abaqus (maillage EF en vert), (c) zone analysée par corrélation d'images (grille)..	130
Figure V-21 : Principe de transport des conditions aux limites.....	130

Figure V-22 : Série de photos prises lors d'un essai de cisaillement pour l'alliage TA6V : (a) base de données expérimentale, (b) résultats EF obtenu avec une erreur imposée de 9%, (b) résultats EF obtenu avec une erreur imposée de 3% et (c) résultat EF obtenu avec une erreur imposée de 0,3% ; (test 1 : $v=1\text{mm/s}$)	131
Figure V-23 : Dispositif expérimental d'essai d'usinage.....	132
Figure V-24 : Géométrie distribution des niveaux de gris de la zone d'analyse : a) TA6V, b) Ti54M.....	133
Figure V-25 : Évolution d'efforts de coupe en fonction d'angles de coupe pour les deux alliages de titane : a) TA6V et b) Ti54M.....	134
Figure V-26 : Évolution de la morphologie du copeau en fonction d'angles de coupe pour les deux alliages de titane TA6V et Ti54M.....	135
Figure V-27 : Mouvement hors plan pour les deux alliages de titane TA6V et Ti54M ($\gamma=0^\circ$)	136
Figure V-28 : Élargissement de copeau observé, équivalent (test1 : TA6V, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=0^\circ$).....	136
Figure V-29 : Évolution de l'élargissement de copeau suivant les angles de coupe et le matériau	137
Figure V-30 : Classification des différentes morphologies de copeau en fonction de leurs ratios de segmentation SR ; a) copeau continu, b) copeau segmenté et c) copeau dentelé.....	137
Figure V-31 : Classification des différentes morphologies de copeau en fonction de leurs ratios de segmentation SR : a) TA6V, $\gamma=0^\circ$; b) TA6V, $\gamma=15^\circ$; c) Ti54M, $\gamma=0^\circ$; d) Ti54M, $\gamma=15^\circ$	138
Figure V-32 : Trajets de déformation de deux points matériels pour différents angles de coupe et avec la même vitesse : effet d'angle de coupe sur le processus de formation d'un feston : a) TA6V, b) Ti54M.....	139
Figure V-33 : a) Division de la zone ZI en trois parties et localisation des 17 points étudiés. b) état de déformation à ces points.....	140
Figure V-34 : Localisation des 19 points dans la zone ZI et état de déformation aux cours de fabrication d'un feston pour l'alliage de titane Ti54M ($\gamma=0^\circ$).....	141
Figure V-35 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de : a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) l'angle de variation de la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test1 : TA6V, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=0^\circ$)	142
Figure V-36 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de : a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test2 : TA6V, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=15^\circ$)	143
Figure V-37 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de : a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test3 : TI54M, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=0^\circ$)	144
Figure V-38 : Image de 5 instants de la formation d'un feston qui décrivent l'évolution de : a) l'enlèvement de la matière et la propagation de fissure, b) le déplacement selon la direction principale, c) le déplacement selon la direction secondaire, d) la vitesse d'écoulement de la matière, e) la déformation logarithmique équivalente (Test4 : TI54M, $V_c=15\text{m/min}$, $f=0.25\text{mm}$, $\gamma=15^\circ$)	145
Figure V-39 : Maillage initial et conditions aux limites	146
Figure V-40 : Distribution spatial du maillage adapté, de la déformation plastique équivalente pour une vitesse de coupe de 15 m/min et une profondeur du passe 0,25 mm	148
Figure V-41 : Évolution du pourcentage d'idéalité des éléments avec et sans adaptation du maillage, temps CPU=2j 16h 25min.....	149

Figure V-42 : Qualité des éléments en pointe d'outil (a) sans utiliser et (b) en utilisant l'algorithme d'adaptation de maillage.....	150
Figure V-43 : Comparaison entre les champs de déformations numériques (a) et ceux de l'expérience (b).....	151
Figure V-44 : a) position initiale et finale de trois points P1, P2 et P3. b) et c) représente respectivement l'évolution expérimentale et numérique de la déformation accumulée au cours du temps en P1, P2 et P3.....	152
Figure V-45 : Copeau obtenu dans le cadre de l'essai de coupe orthogonal.....	152
Figure V-46 : Orientation latérale des vectrices vitesses au cours du temps pour un angle de coupe nul.....	153
Figure V-47 : Évolution progressive de la géométrie du copeau et distributions d'endommagement correspondant obtenu lors de la formation de la première BCA.....	154
Figure V-48 : Évolution progressive de la géométrie du copeau et distributions des températures correspondantes.....	154
Figure V-49 : Distribution de la pression hydrostatique dans le cas d'une modélisation 3D de la coupe orthogonale pour $u=0,1$ mm ($V_c = 15$ m/min et $f = 0,25$ mm).....	154
Figure V-50 : Scénario de propagation de fissure envisageable dans la formation d'un feston.....	155

Liste des tableaux

Tableau I-1: Caractéristiques de quelques codes éléments finis	27
Tableau II-1: Propriétés thermomécanique et les paramètres de JC d'alliage de titane Ti17	48
Tableau II-2: Performance des différentes techniques testées	54
Tableau III-1: Coefficients de la loi de plasticité et d'endommagement de JC, TA6V	65
Tableau III-2: Temps total de chaque calcul à la 6 ^{ème} itération avec les différents critères d'adaptation du maillage.....	86
Tableau III-3: Effet de la fréquence de remaillage sur l'erreur moyenne globale de la structure.	90
Tableau IV-1: Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson-Cook du Ti17	105
Tableau IV-2: Paramètre du processus de remaillage du maillage.....	110
Tableau V-1: Propriété mécanique et physique du TA6V.....	113
Tableau V-2: La composition chimique du TA6V (en masse)	113
Tableau V-3: Les principales sources d'erreur de la technique DIC sur surfaces planes.....	120
Tableau V-4: Coefficients de la loi de plasticité et d'endommagement de JC.....	130
Tableau V-5: Paramètre de coupe et optiques adoptées f : fréquence d'acquisition, Γ : résolution de la ligne visible, T : taille d'image.....	134
Tableau V-6: Propriété géométrique et conditions d'usinage.....	147
Tableau V-7: Paramètre du processus de remaillage du maillage.....	147

Bibliographie

- Abaqus 2013. *Analysis user's manual – Abaqus Inc.*
- AdventEdge™ 2016. Third Wave Systems. <http://www.thirdwavesys.com>.
- Ainsworth, M. & Oden, J., 1992. A procedure for a posteriori error estimation for h-p finite element methods. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 101, pp. 73-96.
- Alves, M., Femandes, J., Rodrigues, J. & Martins, P., 2003. Finite element remeshing in metal forming using hexahedral element. *Journal of Materials Processing Technology*, 141, pp. 395-403.
- Armendia, M., Garay, A., Iriarte, L. & Arrazola, P., 2010. Comparison of the machinabilities of Ti6Al4V and TIMETAL 54M using uncoated WC-Co tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 210, pp. 197-203.
- Askes, H. & Rodriguez-Ferran, A., 2001. A combined h-adaptive scheme based on domain subdivision. Formulation and linear examples. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 51(3), pp. 253-273.
- Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M. & Zenasni, M., 2011. Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio “SIR” to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 51(9), pp. 687-700.
- Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M., & Moufki, A., 2015. Effect of the local friction and contact nature on the Built-Up Edge formation process in machining ductile metals. *Tribology International*, 90, 217–227.
- Ayed, Y., 2013. l'usinage, Approches expérimentales et numériques de l'usinage assisté jet d'eau haute pression : étude des mécanismes d'usure et contribution à la modélisation multi-physiques de la coupe, *thèse de doctorat*: École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.
- Ayed, Y., Germain, G., Ammar, A. & Furet, B., 2017. Thermo-mechanical characterization of the Ti17 titanium alloy under extreme loading conditions. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 90(5-8), pp. 1593-1603.
- Babuška, I. & Miller, A., 1987. A feedback finite element method with a posteriori error estimation, part I the finite element method and some basic properties of the a posteriori error estimator. *Computer method in applied Mechanics and Engineering*, 61, pp. 1-40.
- Babuška, I. & Rheinboldt, W., 1978a. A-posteriori error estimates for the finite element method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 12, pp. 1597-1615.
- Babuška, I. & Rheinboldt, W., 1978b. Error Estimates for Adaptive Finite Element Computations. *SIAM Journal on Numerical Analysis*, 15(4), pp. 736-754.
- Babuška, I. et al., 1994. Validation of a posteriori error estimators by numerical approach. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 37, pp. 1073-1123.
- Babuška, I. & Szabó, B., 1982. On the rates of convergence of the finite element method. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 18, pp. 323-341.
- Bach, F. & Schäperkötter, M., 2004. 3D microstructural analysis of the chip formation during high speed cutting of C45E (AISI 1045). *Zeitschrift für Metallkunde*, 95(11), pp. 1031-1039.
- Badulescu, C., Grédiac, M., Mathias, J. & Roux, D., 2009. A procedure for accurate one-dimensional strain measurement using the grid method. *Experimental Mechanics*, 49, pp. 841-854.
- Baizeau, T., 2017. Développements expérimentaux et numériques pour la caractérisation des champs cinématiques de la coupe de l'acier 100 CrMo 7 durci pour la prédiction de l'intégrité de surface, *thèse de doctorat*: École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.

- Baker, M., 2006. Finite element simulation of high-speed cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3), pp. 117-126.
- Barge, M., 2005. Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion, *thèse de doctorat*: École centrale de Lyon.
- Barros, F., Proenca, S. & De Barcellos, C., 2004. Generalized finite element method in structural nonlinear analysis ap-adaptive strategy. *Computational Mechanics*, 33(2), pp. 95-107.
- Benson, D. & Okazawa, S., 2004. Contact in a multi-material eulerian finite element formulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(39-41), pp. 4277-4298.
- Bérard, A., Hild, P., Cano, V., Meunier, S., 2011. Transfert de champs entre maillages de type éléments finis et applications numériques en mécanique non linéaire des structures. *10e colloque national en calcul des structures*, Giens, France. <hal-00592779>
- Bonnet, C., Valiorgue, F., Rech, J. & Hamdi, H., 2008. Improvement of the numerical modeling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new friction model. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1, pp. 114-118.
- Boothroyd, G. & Knight, W. A., 2006. *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. Press: Boca Raton.
- Bornert, M. et al., 2008. Assessment of Digital Image Correlation measurement errors: Methodology and results. *Experimental Mechanics, Society for Experimental Mechanics*, 2009, 49, pp. 353-370.
- Boroomand, B. & Zienkiewicz, O., 1999. Recovery procedures in error estimation and adaptivity. Part II: Adaptivity in nonlinear problems of elasto-plasticity behaviour. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 176(1-4), pp. 127-146.
- Bourago, N. & Kukudzhanov, V., 2005. A review of contact algorithms. *Mechanics of Solids*, 40(1), pp. 35-71.
- Boussetta, R., 2005. Estimateurs d'erreur et ramassage adaptatif : application à la simulation 3D des procédés de mise en forme des matériaux, *thèse de doctorat*: École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Boussetta, R., Coupeze, T. & Fourment, L., 2006. Adaptive remeshing based on a posteriori error estimation for forging simulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(39-41), pp. 6626-6645.
- Boussetta, R. & Fourment, L., 2003. Study of various 3D element patches for a posteriori error estimation based on recovery techniques. *International Conference on Adaptive Modeling and simulation. ADMOS 03, Götteborg*, France.
- Boussetta, R. & Fourment, L., 2004. A posteriori error estimation and threedimensional adaptive remeshing : application to error control of nonsteady metal forming simulations. *AIP Conference Proceedings*, 712, pp.2246-2251.
- Braham-Bouchnak, T., 2010. Etude du comportement en sollicitation extrême et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aeronautique : le Ti555-3, *thèse de doctorat*: Arts et Métiers ParisTech.
- Brancherie, D. et al., 2006. Transfert de champs par approximation diffuse avec conservation de l'énergie. *European Journal of Computational Mechanics*, 15(1-3), pp. 107-118.
- Bruno, L. et al., 2008. Elastic characterization of orthotropic plates of any shape via static testing. *International Journal of Solids and Structures*, 45, pp. 908-920.
- Buda, J., 1972. New methods in the study of plastic deformation in the cutting zone. *CIRP*, 21, pp. 17-18.

- Bugat, B., 2000. Comportement et endommagement des aciers austéno-ferritiques vieillis : une approche micromécanique, *thèse de doctorat*: École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Calamaz, M., 2008. Approche expérimentale et numérique de l'usinage à sec de l'alliage aéronautique TA6V, *thèse de doctorat*: Université Bordeaux 1.
- Calamaz, M., Coupard, D., Nouari, M., & Girot, F., 2010. Numerical analysis of chip formation and shear localisation processes in machining the Ti-6Al-4V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 52(9-12), 887–895. doi:10.1007/s00170-010-2789-x
- Camacho, G. & Ortiz, M., 1997. Adaptive Lagrangian modelling of ballistic penetration of metallic targets. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 142(3-4), pp. 269-301.
- Cao, W., W., H. & Russell, R., 2001. Comparison of two-dimensional r-adaptive finite element methods using various error indicators. *Mathematics and Computers in Simulation*, 56, pp. 127-143.
- Carroll, W. & Barker, R., 1973. A theorem for optimum finite-element idealizations. *International Journal of Solids and Structures*, 9, pp. 883-895.
- Caruso, C. & Quarta, F., 1998. Interpolation Methods Comparison. *Computers & Mathematics with Applications*, 35(2), pp. 109-126.
- Ceretti, E. & Lucchi, M. A. T., 1999. FEM simulation orthogonal cutting: serrated chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, 95, pp. 17-26.
- Changeux, B., 2001. Loi de comportement pour l'usinage. Localisation de la déformation et aspects microstructuraux, *thèse de doctorat*: Arts et Métiers ParisTech.
- Chaudhri, M., 1993. Subsurface deformation patterns around indentation in work-hardened mild steel. *Philosophical Magazine Letters*, 67, pp. 107-115.
- Chérif, M., Thomas, H., Furet, B. & Hascoët, J., 2003. Generic modelling of milling forces for CAD/CAM applications. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(1), pp. 29-37.
- Chiaruttini, V., Riolo, V. & Feyel, F., 2013. Advanced remeshing techniques for complex 3D crack propagation. *13th International Conference on Fracture*.
- Childs, T., 1971. A new visio-plasticity technique and a study of curly chip formation, *International Journal of Mechanical Sciences*, 13, pp. 375-387.
- Coorevits, P. & Bellenger, E., 2004. Alternative mesh optimality criteria for hadaptive finite element method. *inite elements in analysis and desig, Elsevier*, 40, pp. 1195-1215.
- Coorevits, P., Ladevèze, P. & Pelle, J. P., 1995. An automatic procedure with a control of accuracy for finite element analysis in 2D elasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 121, pp. 91-120.
- Cordero, R., François, M., Lira, I. & Vial-Edwards, C., 2005. Whole-field analysis of uniaxial tensile tests by Moiré interferometry. *Optics and Lasers in Engineering*, 43(9), pp. 919-936.
- Cosola, E., Genovèse, K., Lamberti, L. & Pappalettere, C., 2008. A general framework for identification of hyper-elastic membranes with moiré techniques and multi-point simulated annealing. *International Journal of Solids and Structures*, 45(24), pp. 6074-6099.
- Coudert, S., Triconnet, K., Zebiri, A. & Surrel, Y., 2004. Etalonnage transverse d'un objectif de camera par la méthode de grille. Albi, *Colloque photomécanique: étude du comportement des matériaux et des structures*.
- Coudert, T., 2005. *Reconstruction tridimensionnelle du volume intérieur d'une chaussure: évaluation du chaussant, thèse de doctorat*: Université de Savoie, .

- Courbon, C., 2011. Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces, *thèse de doctorat*: École Centrale de Lyon.
- Deb, A., Prevost, J. & Loret, B., 1996. Adaptive meshing for dynamic strain localization. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 137, pp. 285-306.
- Deform™ (2016), *Scientific Forming Technologies Corporation*. <http://www.deform.com>.
- Díez, P. & Huerta, A., 1999. A unified approach to remeshing strategies for finite element h adaptivity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 176, pp. 215-229.
- Doisneau, F. et al., 2013. Eulerian versus Lagrangian simulation of unsteady two-way coupled coalescing two-phase flows in solid propellant combustion. *Comptes Rendus Mécanique*, 341(1-2), pp. 44-54, ISSN 1631-0721.
- Ducobu, F., 2013. Contribution à l'étude de la formation du copeau de Ti6Al4V en coupe orthogonale-Approches numérique et expérimentale pour la compréhension des mécanismes de coupe macroscopique et microscopique, *thèse de doctorat*: Polytechnic Faculty of Mons.
- Dufeu, D., 1997. Calcul d'erreur et adaptation de maillage en 3 dimensions, *thèse de doctorat*: Université de Liège, Faculté des sciences appliquées.
- Dureisseix, D. & Bavestrillo, H., 2006. Information transfer etween incompatible finite element meshes: Application to coupled thermo-viscoelasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195, pp. 6523-6541.
- Dyduch, M., 1996. Adaptive methods in finite element simulations of metal forming processes, *thèse de doctorat*: Université de Liège, Faculté des sciences appliquées.
- Espinosa, H., Zavatierra, P. & Emore, G., 1998. Adaptive Fem projection on geometric and material nonlinearities with application to brittle fracture. *Mechanics of Materials*, 29, pp. 275-305.
- Eu-Gené, N. & Aspinwall, D., 2002. Modelling of hard part machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 127(2), pp. 222-229.
- Feld-Payet, S., 2010. Amorçage et propagation de fissures dans les milieux ductiles non locaux, *thèse de doctorat*: École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Fleissner, F., Gaugele, T. & Eberhard, P., 2007. Applications of the discrete element method in mechanical engineering. *Multibody system dynamics*, 18, pp. 81-94.
- Florentin, E., Gallimard, L. & Pelle, J. P., 2002. Evaluation of the local quality of stresses in 3D finite element analysis. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 191, pp. 4441-4457.
- Fourment, L., 1992. Estimateurs d'erreur et maillage adaptatif pour la simulation numérique des procédés de mise en forme, *thèse de doctorat*: MINES-Paristech.
- Gallimard, L., Ladevèze, P. & Pelle, J. P., 1996. Error estimation and adaptivity in elastoplasticity. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 39, pp. 189-217.
- Gallimard, L., Ladevèze, P. & Pelle, J. P., 2000. An enhanced error estimator on the constitutive relation for plasticity problems. *Computers & Structures*, 78, pp. 801-810.
- Gentel, A. & Hoffmeister, H., 2001. Chip formation in machining Ti6Al4V at extremely high cutting speeds. *CIRP Ann Manuf Technol*, 50(1), pp. 49-52.
- Germain, G., 2006. Contribution à l'optimisation du procédé d'usinage assisté laser, *thèse de doctorat*: Arts et Métiers ParisTech.

- Germain, G., Coupard, D. & Braham-Bouchnak, T., 2009. Approche expérimentale et numérique de la formation du copeau à l'échelle méso. *France: Journée « Modélisation expérimentale et numérique de la coupe »*.
- Giani, S., Schötzau, D. & Zhu, L., 2014. An a-posteriori error estimate for \mathcal{h} -adaptive DG methods for convection–diffusion problems on anisotropically refined meshes. *Computers & Mathematics with Applications*, 67(4), pp. 869-887.
- Gnanamanickam, E., Lee, S., Sullivan, J. & Chandrasekar, S., 2009. Direct measurement of large-strain deformation fields by particle tracking. *Measurement Science and Technology*, 20 (9), pp. 12.
- Grytten, F., Daiyan, H., Polanco-Loria, M. & Dumoulin, S., 2009. Use of digital image correlation to measure large-strain tensile properties of ductile bthermoplastics. *Polymer Testing*, 28(6), pp. 653-660.
- Habak, H., 2006. Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement, *thèse de doctorat*: Arts et Métiers ParisTech.
- Hakula, H., Hyvönen, N. & Tuominen, T., 2012. On the adaptive solution of complete electrode model forward problems of electrical impedance tomography. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 236(18), pp. 4645-4659.
- Halil, B., 2013. Simulation Of Orthogonal Metal Cutting By Finite Element Analysis, *thèse de doctorat*: The Middle East Technical University.
- Harzallah, M., 2018. Caractérisation in-situ et modélisation des mécanismes et couplages thermomécaniques en usinage – Application à l'alliage de titane Ti-6Al-4V, *thèse de doctorat*: Université De Toulouse.
- Heinstein, M. & Segalman, D., 1997. Simulation of Orthogonal Cutting with Smooth Particles Hydrodynamics. *Sandia National Laboratories*, doi: 10.2172/563721.
- He, N., Lee, T. C., Lau, W. S. & Chan, S., 2002. Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 129, pp. 101-104.
- Hild, F. & Roux, S., 2006. F. Hild & S. Roux. Digital image correlation : Digital image correlation : from displacement measurement to identification of elastic properties – a review. *Strain*, 42(2), pp. 69-80.
- Hillerborg, A., Modéer, M. & Petersson, P., 1976. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6), pp. 773-781.
- Hua, J. & Shivpuri, R., 2004. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal Mater Process Technol*, 150(1-2), pp. 124-133.
- Huang, J. & Black, J., 1996. An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 118, pp. 545-554.
- Hu, Y. & Randolph, M., 1998. H-adaptive FE analysis of elasto-plastic non-homogeneous soil with large deformation. *Computers and Geotechnics*, 23, pp. 61-83.
- Illoul, L. & Lorong, P., 2011. On some aspects of the CNEM implementation in 3D in order to simulate high speed machining or shearing. *Computer and Structures*, 89, pp. 940-958.
- Issa, M., Labergère, C., Saanouni, K. & Rassineux, A., 2012. Numerical prediction of thermomechanical field localization in orthogonal cutting. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5-3, pp. 175-195.
- Ivester, R., Whitenton, E., Heigel, J., Marusich T., & Arthur, C., 2007. Mesuring chip segmentation by hight speed microvideography and ccomparison to finite element modeling silumation. *10th*

- International Conference (CIRP)*. Workshop on Modelling of Machining Operations, Reggio Calabria, Italy.
- Jaspers, S. & Dautzenberg, J., 2002. Material behaviour in metal cutting: Strains, strain rates and temperatures in chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, 121, pp. 123-135.
- Johnson, G. R. & Cook, W. H., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1), pp. 31-48.
- Khanna, N. & Sangwan, K., 2012. Comparative machinability study on Ti54M titanium alloy in different heat treatment conditions. *Journal of Engineering Manufacture*, 227(1), pp. 96-101.
- Khoei, A., Gharehbaghi, S., A.R, T. & Riahi, A., 2007. Error estimation, adaptivity and data transfer in enriched plasticity continua to analysis of shear band localization. *Applied Mathematical Modelling*, 31, pp. 983-1000.
- Kokaly, M., Le, J. & Kobayashi, A., 2003. Moiré interferometry for dynamic fracture study. *Optics and Lasers in Engineering*, 40(4), pp. 231-247.
- Komvopoulos, K. & Erpenbeck, S., 1991. Finite element modeling of orthogonal metal cutting. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 113, pp. 253-267.
- Kumar, S., Fourment, L. & Guerdoux, S., 2015. Parallel, second-order and consistent remeshing transfer operators for evolving meshes with superconvergence property on surface and volume. *Finite Elements in Analysis and Design*, 93, pp. 70-84.
- Ladevèze, P., 1975. Comparaison de modèles de milieux continus, *thèse de doctorat*: Université Pierre et Marie Curie.
- Ladevèze, P., Chamoin, L. & Florentin, É., 2010. A new non-intrusive technique for the construction of admissible stress fields in model verification. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 199(9-12), pp. 766-777.
- Ladevèze, P. & Moës, N., 1999. Adaptive control for finite element analysis in plasticity. *Computers & Structures*, 73, pp. 45-60.
- Ladevèze, P. & Pelle, J., 2005. Mastering calculations in linear and nonlinear mechanics, *Springer*.
- Ladevèze, P., Pelle, J. & Rougeot, P., 1991. Error estimation and mesh optimization for classical finite elements. *Engineering Computations*, 8(1), pp. 69-80.
- Ladevèze, P. & Rougeot, P., 1997. New advances on a posteriori error on constitutive relation in finite element analysis. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 150, pp. 239-249.
- Lee, N. & Bathe, K., 1994. Error indicator and adaptive remeshing in large deformation finite element analysis. *Finite Elements in Analysis and Design*, 16, pp. 99-139.
- Lemaitre, J. & Chaboche, J., 1985. *Mécanique des matériaux solides*, Paris: Dunod.
- Leopold, J., 2000. The Application of Viscoplasticity in Predictive Modelling the Chip Flow, Tool loading and Surface Integrity in Turning Operations. *3th International Conference (CIRP)*. University of New South Wales Australia.
- Leyens, C. & Peters, M., 2005. Titanium and Titanium Alloys. Fundamentals and applications. Isbn: 9783527602117, doi: 10.1002/3527602119
- Li, L. & He, N., 2006. A FEA study on mechanisms of saw-tooth chip deformation in high speed cutting of Ti-6-Al-4V alloy. *5th International Conference on High Speed Machining (HSM)*, 14-16, pp. 759-767.
- Limido, J. & Espinosa, C., 2005. Modelisation numerique de la coupe orthogonale en UGV. *Colloque National MECAMAT- Mécanismes et mécanique du comportement, de la dégradation et de la rupture des matériaux sous sollicitations dynamiques*. Aussois, France.

- Limido, J., Espinosa, C., Salaün, M. & J. L. Lacombe, J., 2007. SPH method applied to high speed cutting modelling. *International Journal of Mechanical Sciences*, 49, pp. 898-908.
- Limido, J. et al., 2011. Metal cutting modelling SPH approach. *International Journal of Machining and Machinability*, 9(3-4), pp. 177-196.
- List, G. et al., 2005. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium. *Wear*, 259(7-12), pp. 1177-1189.
- List, G. et al., 2013. Strain, strain rate and velocity fields determination at very high cutting speed. *Journal of Materials Processing Technology*, 213, pp. 693-699.
- Liszka, T., 1984. An interpolation method for an irregular net of nodes. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 20, pp. 1599-1612.
- Lutjering, G. & Williams, J. C., 2003. *Titanium*. Berlin, New-York: Springer.
- Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M. & Rigal, J-F., 2008. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48(11), pp. 1187-1197.
- Machiels, L., Maday, Y. & Patera, A., 2000. A "flux-free" nodal Neumann subproblem approach to output bounds for partial differential equations. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences - Series I - Mathematics*, 330(3), pp. 249-254.
- Maker, B. & Xinhai, Z., *Maker, B.N., & Xinhai, Z.*, 2000. Input Parameters Input Parameters for Metal Forming for Metal Forming Simulation using LS-DYNA, *Livermore Software Technology Corporation*.
- Marin, P., 1991. Sur le contrôle des structures 2D et 3D élastiques incompressibles et quasi-incompressibles, *thèse de doctorat*: Université Pierre et Marie Curie.
- Marusich, T. & Ortiz, M., 1995. Modeling and simulation of high-speed machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38, pp. 3675-3694.
- Mathias, J., Balandraud, X. & Grédiac, M., 2006. Experimental investigation of composite patches with a full-field measurement method. *Composites Part A. Applied Science and Manufacturing*, 37(2), pp. 177-190.
- Mediavilla, J., 2005. Continuous and discontinuous modelling of ductile fracture, *thèse de doctorat*: Université technique d'Eindhoven.
- Merchant, E., 1945a. Mechanics of the metal cutting process. I Orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics*, 16(5), pp. 267-275.
- Merchant, E., 1945b. Mechanics of the metal cutting process. II Plasticity conditions. *Journal of Applied Physics*, 16(6), pp. 318-324.
- Merklein, M. & Biasutti, M., 2011. Forward and reverse simple shear test experiments for material modeling in forming simulations. *Steel Research International, Special Edition ICTP*, pp.702-707.
- MeshGems*, 2016. <http://www.meshgems.com/>.
- Meyers, M., Subhash, G., Kad, B. & Prasad, L., 1994. Evolution of microstructure and shear-band formation in α -hcp titanium. *Mechanics of Materials*, 17(2-3), pp. 175-193.
- Miller, R. M., Mohammed, I. & Ho, P. S., 2001. Quantitative strain analysis of flip-chip electronic packages using phase-shifting moiré interferometry. *Optics and Lasers in Engineering*, 36, pp. 127-139.
- Molinari, A., Cheriguene, R. & Miguelez, H., 2012. Contact variables and thermal effects at the tool-chip interface in orthogonal cutting. *International Journal of Solids and Structures*, 49(26), pp. 3774-3796, ISSN 0020-7683.

- Moulart, R., 2007. Développement et mise en oeuvre d'une méthode de mesure de champs de déformation à l'échelle micrométrique, thèse de doctorat: École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.
- Nouari, M., & Makich, H., 2013. Experimental investigation on the effect of the material microstructure on tool wear when machining hard titanium alloys: Ti-6Al-4V and Ti-555. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 41, 259-269.
- Nguyen, T., 2011. Endommagement localisé dans les roches tendres - expérimentation par mesure de champs, *thèse de doctorat*: Université de Grenoble, Annecy, France..
- Oden, J., Demkowicz, L., Rachowicz, W. & Westermann, T., 1989. Toward a universal h-p adaptive finite-element strategy - 2. A posteriori error estimation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 77(1-2), pp. 113-180.
- Orteu, J.-J., 2002. Mesure 3D de formes et de déformations par stéréovision, *Techniques de l'ingénieur*, BM 7015.
- Ortiz, M. & Quigley, J., 1991. Adaptive mesh refinement in strain localization problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 90(1-3), pp. 781-804.
- Ozel, T. & Zeren, E., 2007. Finite Element Analysis of The Influence of Edge Roundness on The Stress and Temperature Fields Induced by High Speed Machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35, pp. 255-267.
- Pan, B., Qian, K., Xie, H. & Asundi, A., 2009. Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement : a review. *Measurement Science and Technology*, 20(6).
- Pantalé, O. et al., 2004. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(39-41), pp. 4383-4399, ISSN 0045-7825.
- Pan, W. et al., 2013. A new smoothed particle hydrodynamics non-Newtonian model for friction stir welding: Process modeling and simulation of microstructure evolution in a magnesium alloy. *International Journal of Plasticity*, 48, pp. 189-204.
- Pares, N., Díez, P. & Huerta, A., 2006. Subdomain-based flux-free a posteriori error estimators. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195, pp. 297-323.
- Parks, V., 1982. Strain measurement using grids. *Optical Engineering*, 21, pp. 633-639.
- PavanaChand, C. & KrishnaKumar, R., 1998. Remeshing issues in the finite element analysis of metal forming problems. *Journal of Materials Processing Technology*, 75, pp. 63-74.
- Peric, D., Hochard, C., Dutko, M. & Owen, D., 1996. Transfer operators for evolving meshes in small strain elasto-plasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 137, pp. 331-334.
- Philippe, S., 2009. Développement d'une formulation Arbitrairement lagrangienne eulérienne Pour la simulation tridimensionnelle du Laminage de produits plats, *thèse de doctorat*: Mines Paristech.
- Post, D., Han, B. & Ifju, P., 1994. High Sensitivity Moiré : Experimental analysis for mechanical and materials. *Springer-Verlag*.
- Pottier, T., 2010. Identification paramétrique par recalage de modèles éléments finis couplée à des mesures de champs cinématiques et thermiques, *thèse de doctorat*: Université de Savoie.
- Pottier, T., Germain, G., Calamaz, M. & Morel, A., 2014a. Sub-Millimeter Measurement of Finite Strains at Cutting. *Experimental Mechanics*, 54, pp. 1031-1042.

- Pottier, T. et al., 2014b. Proposition of a modal filtering method to enhance heat source computation within heterogeneous thermomechanical problems. *International Journal of Engineering Science*, 81, pp. 163-176.
- Poulachon, G., Moisan, A. L. & Dessoly, M., 2002. Contribution à l'étude des mécanismes de coupe en tournage dur. *Mécanique et Industrie*, 3, pp. 291-299.
- Pujana, J., Arrazola, P. & Villar, J., 2008. In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 202, pp. 475-485.
- Rachowicz, W., Oden, J. & Demkowicz, L., 1989. Toward a universal h-p adaptive finite element strategy part 3. design of h-p meshes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 77(1-2), pp. 181-212.
- Ramesh, M., Seetharamu, K., Ganesan, N. & Kuppaswamy, G., 1999. Finite element modeling of heat transfer analysis in machining of isotropic materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 42, p. 1569-1583.
- Ranc, N., 2014. Contribution à l'étude du comportement thermomécanique des matériaux solides et des structures, *thèse de doctorat*: Université de Sorbonne.
- Randles, P. & Libersky, L., 1998. Smoothed particle hydrodynamics: Some recent improvements and applications. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 139, pp. 375-408.
- Rassineux, A., Saanouni, K. & Labergère, C., 2010. 2D/3D adaptive remeshing procedures dedicated to metal forming processes with damage. *IV European Conference on Computational Mechanics: Solids, Structures and Coupled Problems in Engineering, ECCM*.
- Rastogi, P. K., 1997. Holographic interferometry - An important tool in nondestructive measurement and testing. *Optical measurement techniques and applications*, pp. 111-150, London,
- Raujol-Veillé, J., 2013. Etude d'un procédé de formage incrémental : les clés d'une simulation numérique performante, *thèse de doctorat*: Université de Grenoble.
- Ryu, W.-J., Kang, Y.-J., Baik, S.-H. & Kang, S.-J., 2008. A study on the 3-D measurement measurement by using digital projection moiré method. *Optik - International Journal for Light and Electron Optics*, 119(10), pp. 453-458.
- Sekhon, G. & Chenot, J., 1993. Numerical simulation of continuous chip formation during non steady-state orthogonal cutting. *Engineering Computations*, 10, pp. 31-48.
- Shivpuri, R. H. & A. Shivastava, A., 2002. Microstructure mechanics interactions in modeling chip segmentation during titanium machining. *International Conference (CIRP)*, 51(1), pp. 71-74.
- Sidoroff, F., 1984. Mécanique et thermodynamique des milieux continus, *thèse de doctorat*: École centrale de Lyon.
- Sjödahl, M., 1998. Some recent advances in electronic speckle photography. *Optics and Lasers in Engineering*, 29(2-3), pp. 125-144.
- Srikanth, A. & Zabaras, N., 2000. Shape optimization and preform design in metal forming processes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 190(13-14), pp. 1859-1901.
- Strenkowski, J. & Carroll, J., 1985. A finite element model of orthogonal metal cutting. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 107, pp. 346-354.
- Strouboulis, T. & Haque, K., 1992. Recent experiences with error estimation and adaptivity - 2. Error estimation for h-adaptive approximations on grids of triangles and quadrilaterals. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 100(3), pp. 359-430.

- Sun, W. & Zamani, N., 1992. An adaptive h-r boundary element algorithm for the Laplace equation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 33(3), pp. 537-552.
- Surrel, Y., 2004. Les techniques optiques de mesure de champ : essai de classification. *Instrumentation, Mesure, et Métrologie*, 4, pp. 11-42.
- Sutton, M. et al., 1986. Application of an optimized digital correlation method to planar deformation analysis Image. *Image and Vision Computing*, 4, pp. 143-150.
- Tezuka, A. & Okuda, O., 1988. An Adaptive Mesh Refinement for the Finite Element Method (Trial by the r-method). *JSME International Journal*, 31(1), pp. 50-55.
- Trent, E. & Wright, P., 2000. *Metal cutting*. 4^{ème} éd. Boston Oxford Auckland Johannesburg Melbourne New Delhi: Butterworth-Heinemann.
- Tresca, H., 1878. On further application of the flow of solids. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 30, pp. 301-345.
- Uhlmann, E., Von der Schulenburg, M. & Zettler, R., 2007. Finite element modeling and cutting simulation of inconel 718. *International Conference (CIRP), Annals - Manufacturing Technology*, 56(1).
- Umbrello, D. et al., 2007-a. On the effectiveness of finite element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction. *Journal of Materials Processing Technology*, 189, pp. 284-291.
- Umbrello, D., Filice, L., Rizzuti, S. & Micari, F., 2007. On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47, p. 1738-1743.
- Vacher, P., Dumoulin, S., Morestin, F. & Mguil-Touchal, S., 1999. Bidimensional strain measurement using digital images. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 213, pp. 811-817.
- Wang, Y., Sutton, M., Bruck, H. & Schreier, H., 2009. Quantitative error assessment in pattern matching : Effects of intensity pattern noise interpolation, strain and image contrast on motion measurements. *Strain*, 45, pp. 160-178.
- Wang, Z., Sahay, C. & Rajurkar, k., 1996. tool temperature and crack development in milling cutters. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, pp. 129-140.
- Wheeler, M. F. & Whiteman, J. R., 1987. Superconvergent recovery of gradient on subdomains from piecewise linear finite-element approximations. *Numerical Methods for Partial Differential Equations banner*, 3, pp. 357-374.
- Whitenton, E. P., 2010. High-Speed Dual-Spectrum Imaging for the Measurement of Metal Cutting Temperatures. *NIST Interagency/Internal*, report 7650.
- Xie, J., Bayoumi, A. & Zbib, H., 1998. FEA modelling and simulation of shear localized chip formation in metal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 38, pp. 1067-1087.
- Yaich, M., Y. Ayed, Y., Bouaziz, Z. & Germai, G., 2016. Numerical analysis of constitutive coefficients effects on FE simulation of the 2D orthogonal cutting process: application to the Ti6Al4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, doi: 10.1007/s00170-016-8934-4.
- Yamaguchi, I., 2003. Holography, speckle, and computers. *Optics and Lasers in Engineering*, 39(4), pp. 411-429.
- Yang, X. & Richard, C., 2002. A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44, pp. 703-723.

- Zahedi, A. et al., 2012. Application of smooth-particle hydrodynamics in metal machining. *Journal of Physics: Conference Series*, 382 (1), 012017.
- Zener, C. & Hollomon, J. H., 1944. Effect of strain rate upon plastic flow of steel. *Journal Appl. Phys.*, 15, pp. 22-32.
- Zeramardini, B., Robert, C., Germain, G. & Pottier, T., 2016. Simulation of metal forming processes with a 3D adaptive remeshing procedure. *AIP Conference Proceedings*, doi: 10.1063/1.4963636, Nantes.
- Zhang, B. & Bagchi, A., 1994. Finite element formation of chip formation and comparison with machining experiment. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 116, pp. 289-297.
- Zhang, J., Cherouat, A. & Borouchaki, H., 2012. FE Simulation of Metal orthogonal Cutting Processes Based on 3D Adaptive Remeshing Procedure. *Advanced Materials Research*, 409, pp. 461-466.
- Zhang, Y., Mabrouki, T., Nelias, D. & Gong, Y., 2011. Chip formation in orthogonal cutting considering interface limiting shear stress and damage evolution based on fracture energy approach. *Finite Elements in Analysis and Design*, 47(7), pp. 850-863.
- Zienkiewicz, O., Liu, Y. & Huang, G., 1988. Error estimation and adaptivity in flow formulation for forming problems. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 25, pp. 23-42.
- Zienkiewicz, O. & Taylor, R., 1987. The finite element method. 4, tome I éd. France: McGraw-Hill.
- Zienkiewicz, O. & Zhu, J., 1987. A simple error estimator and adaptive procedure for practical engineering analysis. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 24, pp. 337-357.
- Zienkiewicz, O. & Zhu, J., 1992a. The superconvergent patch recovery and a posteriori error estimation. Part I : The recovery technique. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 33, pp. 1331-1364.
- Zienkiewicz, O. & Zhu, J., 1992b. The superconvergent patch recovery and a posteriori error estimation. Part II : Error estimates and adaptivity. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 33, pp. 1365-1382.

APPORT DES MÉTHODES DE REMAILLAGE POUR LA SIMULATION DE CHAMPS LOCALISÉS. VALIDATION EN USINAGE PAR CORRÉLATION D'IMAGES.

RÉSUMÉ : La compréhension des phénomènes thermiques et mécaniques mis en jeu lors de la mise en forme des matériaux est généralement réalisée avec l'aide de simulations numériques. Ces simulations montrent leurs limites pour les procédés qui conduisent à de très grandes déformations de la matière. Dans ce cas, de très fortes distorsions du maillage se produisent pendant le calcul, entraînant une augmentation de l'erreur, voire l'arrêt prématuré de la simulation. Cette étude porte sur le développement d'une stratégie de remaillage adaptative afin d'éviter les distorsions des éléments pendant les simulations en grandes transformations. La méthode proposée a été intégrée dans un environnement de calcul utilisant le solveur ABAQUS/Explicit, un mailleur 3D et un algorithme de transfert de champ.

La méthode h-adaptative en combinaison avec un critère de contrôle basé sur l'endommagement et un estimateur d'erreur de type Zienkiewicz-Zhu Z2 (SPR-amélioré) ont été implantés. Le maillage initial est remplacé par un nouveau maillage avec le niveau de qualité désiré par l'utilisateur, tout en minimisant le nombre des degrés de liberté. Cette technique s'est montrée robuste et entièrement automatique pour déterminer la taille optimale des nouveaux éléments. Une fois le nouveau maillage généré, toutes les variables doivent être soigneusement transférées. Plusieurs techniques de transfert sont décrites et comparées. Des améliorations permettant d'augmenter leurs efficacités en termes de diffusion de l'information et de stabilité numérique ont été proposées. Une attention particulière est portée à la restauration de l'équilibre mécanique local du système. Les différentes techniques développées ont permis de modéliser différents procédés entraînant de grandes déformations élastoplastiques avec endommagement. Dans toutes les applications testées, il a été montré une amélioration de la précision et de la qualité des résultats numériques obtenus. Pour des opérations d'usinage, des mesures de champs cinématiques à travers la technique de corrélation d'images ont été réalisées afin de déterminer les champs de déformation en pointe d'outil. Ces mesures ont servi à la validation de la simulation numérique à l'échelle locale. La comparaison des champs cinématiques expérimentaux avec ceux issus du calcul éléments finis met en évidence la robustesse du processus d'adaptation du maillage proposée pour retranscrire les phénomènes locaux observés expérimentalement. En effet, la reproduction de l'écoulement de la matière sur les bords et la géométrie du copeau sont en très bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. Ce développement a permis de proposer une description nouvelle du processus de formation des bandes de cisaillement.

Mots clés : simulation numérique, remaillage, estimation d'erreur, opérateur de transfert de champs, corrélation d'images, mise en forme, coupe orthogonale

CONTRIBUTION OF REMESHING METHODS FOR THE SIMULATION OF LOCALIZED FIELDS. VALIDATION IN MACHINING PROCESSES USING DIGITAL IMAGE CORRELATION.

ABSTRACT : In this work, a fully automated adaptive remeshing strategy, based on a tetrahedral element to simulate various 3D metal forming processes, was proposed. The aim of this work is to solve problems associated with the severe mesh distortion that occurs during the computation and which may be incompatible with the evolution of the physical behavior of the FE solution. Indeed, the quality of the mesh conditions affects the accuracy of the calculations. The proposed strategy is integrated in a computational platform which integrates a finite element solver (Abaqus/Explicit), 3D mesh generation and a field transfer algorithm.

The base idea is to use the h-adaptive methodology in the combination with a damage-criterion error and Zienkiewicz-Zhu Z2 type error estimator (SPR-improved) to locally control the mesh modification-as-needed. Once a new mesh is generated, all history-dependent variables need to be carefully transferred between subsequent meshes. Therefore, different transfer techniques are described and compared. An important part of this work concerns the presentation of the proposed modification of the field transfer operator and a special attention is given to restore the local mechanical equilibrium of the system. During the large elasto-plastic deformation simulation with damage, the necessary steps for remeshing the mechanical structure are presented. The several types of applications are also given. For all studied applications, the above strategy can improve the accuracy and quality of numerical results. It also has benefits to decide how refined a mesh needs to be to reach a particular level of accuracy, or how coarse the mesh can be without unacceptably impacting solution accuracy. For the machining processes, kinematic field measurements using Digital image Correlation were performed to validate the numerical simulation at the local level. The comparison of the experimental kinematic fields and those resulting from the FE calculation highlights the robustness of the proposed mesh adaptation process which can transcribe the experimental local phenomena. Also, the reproduction of the material flow at the edges and the chip are correlated with the experimental results accurately. Finally, the physical study of the numerical results can be allowed to propose an innovative description of ASB formation.

Keywords : numerical simulation, remeshing, error estimates, field transfer operator, digital image correlation, forming process, orthogonal cutting.

